

Daniel Amoretti Gonçalves

**ANÁLISE TEÓRICO-EXPERIMENTAL DOS ESFORÇOS NO
BROCHAMENTO HELICOIDAL**

Tese submetida ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Santa Catarina para a obtenção do Grau de Doutor em Engenharia Mecânica.

Orientador: Prof. Rolf Bertrand Schroeter, Dr. Eng.

Florianópolis
2014

Ficha de identificação da obra elaborada pelo autor
através do Programa de Geração Automática da Biblioteca Universitária
da UFSC.

Gonçalves, Daniel Amoretti

Análise teórico-experimental dos esforços no brochamento
helicoidal / Daniel Amoretti Gonçalves ; orientador, Rolf
Bertrand Schroeter - Florianópolis, SC, 2014.
234 p.

Tese (doutorado) - Universidade Federal de Santa
Catarina, Centro Tecnológico. Programa de Pós-Graduação em
Engenharia Mecânica.

Inclui referências

1. Engenharia Mecânica. 2. Engenharia Mecânica. 3.
Modelagem. 4. Simulação. 5. Brochamento. I. Schroeter, Rolf
Bertrand. II. Universidade Federal de Santa Catarina.
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. III. Título.

Daniel Amoretti Gonçalves

ANÁLISE TEÓRICO-EXPERIMENTAL DOS ESFORÇOS NO BROCHAMENTO HELICOIDAL

Esta Tese foi julgada adequada para obtenção do Título de Doutor em Engenharia Mecânica e aprovada em sua forma final pelo Programa de Pós-Graduação de Engenharia Mecânica.

Florianópolis, 15 de dezembro de 2014.

Prof. Armando Albertazzi Gonçalves Jr., Dr. Eng.
Coordenador do Curso

Banca Examinadora:

Prof. Rolf Bertrand Schroeter, Dr. Eng. (UFSC - Presidente)
Orientador

Prof. Álisson Rocha Machado, Ph.D. (UFU - Relator)

Prof. João Carlos Espíndola Ferreira, Ph.D. (UFSC - Membro)

Prof. Joel Martins Crichigno Filho, Dr.-Ing. (UDESC - Membro)

Prof. Milton Pereira, Dr. Eng. (IFSC - Membro)

Prof. Walter Lindolfo Weingaertner, Dr. -Ing. (UFSC - Membro)

Dedico este trabalho aos meus pais.

AGRADECIMENTOS

Ao meu orientador, Prof. Dr. Eng. Rolf Bertrand Schroeter, por seu exemplo como ser humano e profissional. Pelo seu apoio, confiança e incentivo.

Ao Prof. Dr. -Ing. Walter Lindolfo Weingaertner, pelo apoio incondicional e pelas sugestões para realização deste trabalho.

A todos integrantes do LMP e do USICON pela ajuda.

Ao CNPq pelo apoio financeiro.

Ao POSMEC, seus professores e outros funcionários.

Aos membros da banca examinadora.

A meus amigos, familiares e a todos que me ajudaram de alguma forma, em especial a meus pais.

RESUMO

No processo de brochamento helicoidal é empregada uma única ferramenta especializada que, em um ciclo de usinagem, realiza o desbaste, o semi-acabamento e o acabamento, tornando o processo altamente produtivo e atrativo sob o ponto de vista da produção em massa. Em vista disto, este processo figura entre os principais processos de fabricação na indústria manufatureira de produção seriada, tipicamente a indústria automotiva. A excelente produção econômica, característica essencial do brochamento, possibilita o emprego da brocha helicoidal, apesar de ser esta uma ferramenta de elevado custo. Assim, se bem projetada, fabricada corretamente e utilizada dentro das especificações, permite um ótimo retorno do investimento. Brochas helicoidais possuem, entretanto, características geométricas complexas que influenciam diretamente no rendimento do processo. Neste sentido, para que haja um dimensionamento correto da ferramenta, é necessário um conhecimento preciso sobre os esforços que agem sobre a ferramenta. O conhecimento destes esforços, tanto simulados quanto experimentais, constituem o objetivo principal deste trabalho. Com vistas à obtenção de valores de tensão, tração e torque sobre a brocha helicoidal foi utilizado um torno CNC adaptado para realizar ensaios de brochamento onde mediram-se as componentes da força de usinagem. Para realização destes ensaios foram empregadas 6 brochas de aço-rápido M2, sendo 3 delas revestidas com TiN e 3 sem revestimento. Foram utilizados o aço ABNT 1020 e o aço ABNT 1040 como corpos-de-prova. Não utilizaram-se meios lubrificantes. Os resultados obtidos foram então aplicados na elaboração de diferentes modelos para prever a força de corte. Paralelamente aos ensaios, um estudo detalhado sobre a geometria e cinemática da brocha helicoidal foi elaborado em conjunto com uma análise de tensões utilizando-se o método dos elementos finitos (MEF). Conhecidas a geometria e a cinemática do processo empregaram-se diferentes metodologias para modelar a força de corte nos gumes atuantes. Para a modelagem da força de corte foram utilizadas quatro metodologias distintas: a equação de Kienzle com emprego de dados obtidos na literatura, a equação de Kienzle utilizando dados obtidos nos ensaios realizados, um modelo de força obtido por regressão múltipla e um modelo de força que empregou redes neurais artificiais. A metodologia que apresentou menor dispersão do erro foi a que empregou redes neurais artificiais seguida pela metodologia que empregou regressão múltipla. Ao fim do trabalho foi possível verificar a influência do atrito nos flancos secundários da brocha e pode-se validar o emprego das metodologias empregadas para simular os esforços no brochamento helicoidal.

Palavras-chave: Modelagem, simulação, usinagem, brochamento, equação de Kienzle, redes neurais, regressão múltipla.

ABSTRACT

A single tool is employed in the helical broaching process, which performs roughing, semi-finishing and finishing in each machining cycle. It makes the process highly productive and attractive from the standpoint of mass production. In view of this, the process ranks among the main manufacturing processes employed in the manufacturing industry of high volume production lines, typically the automotive industry. The excellent cost-efficient production is an essential characteristic of the broaching process and allows the employment of helical broach in spite of its high-cost. Thus, if the tool is well designed, properly manufactured and operated within the technical specifications, it allows a great return on investment. However, helical broaches have complex geometrical characteristics that influence directly on the process yield. In this sense, in order to obtain a correct dimensioning of the tool, a precise knowledge of the forces acting on it is necessary. Knowledge of these forces, both simulated and experimental, are the main goal of this work. With a view to obtaining stress, traction and torque values on the broach an adapted CNC turning was used to perform the broaching tests with the measurement of the cutting force components. Six tools made from high-speed steel AISI M2 were employed to perform the experiments, three of which coated with TiN and three without coating. Steel ABNT 1020 and ABNT 1040 were used to fabricate the workpieces. The experiments were carried out without coolant. The results obtained were applied to the development of different models to predict the cutting force. In parallel with the experiments, a detailed study regarding the geometry and cinematic of the helical broach was conducted along with a stress analyses using the finite element method (FEM). Knowing the geometry and the process kinematics, different methodologies were employed to model the cutting force on the active cutting edge. Four distinct methodologies were employed to modeling the cutting forces: Kienzle equation using data from the literature, the Kienzle equation employing the data obtained with the experiments, a model obtained from multivariable regression and a model that employed artificial neural networks. The methodology who resulted lower error dispersion was artificial neural networks followed by the methodology employed multiple regression. At the end of this work it was possible to verify the influence of the friction at the secondary flanks of the broach and to evaluate the adequacy of each methodology employed to simulate the forces on the helical broaching.

Keywords: Modeling, simulation, machining, broaching, Kienzle Equation, neural networks, multivariable regression.

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

3D	Tridimensional
ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
AISI	<i>American Iron and Steel Institute</i>
CIRP	<i>College International pour la Recherche en Productique</i>
CNC	<i>Computer Numerical Control</i>
CNPq	Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico
CVD	<i>Chemical vapor deposition</i>
DIN	<i>Deutsches Institut für Normung</i>
EMC	Departamento de Engenharia Mecânica
HB	<i>Hardness Brinell</i>
HRC	<i>Hardness Rockwell C</i>
HSS	<i>High Speed Steel</i>
ISO	<i>International Organization for Standardization</i>
IT6/IT7	Grau de tolerância-padrão, abreviação de <i>International Tolerance</i>
LMP	Laboratório de Mecânica de Precisão
MEF	Método dos Elementos Finitos
RM	Regressão múltipla
RN	Redes neurais
RPT	<i>Rise per toth</i>
POSMEC	Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica
PVD	<i>Physical vapor deposition</i>

LISTA DE SÍMBOLOS

Letras maiúsculas

C	[mm]	Raio da seção transversal da brocha
D	[mm]	Diâmetro da brocha
D _f	[mm]	Diâmetro final da brocha
D _o	[mm]	Diâmetro inicial da brocha
F _c	[N]	Força de corte
F _f	[N]	Força de avanço
F _p	[N]	Força passiva
F _u	[N]	Força de usinagem
I _x	[mm ⁴]	Momento de inércia em relação ao eixo x
I _y	[mm ⁴]	Momento de inércia em relação ao eixo y
J	[mm ⁴]	Momento polar de inércia
L	[mm]	Comprimento da brocha
R	[N]	Reação a força de corte
R _a	[μm]	Desvio aritmético médio da rugosidade no comprimento de avaliação
R _x	[N]	Reação a força de corte sobre o eixo x
R _z	[N]	Reação a força de corte sobre o eixo z
T _r	[N]	Força de tração sobre o eixo z
T _o	[N.mm]	Torque sobre o dente

Letras minúsculas

a _c		Ângulo de hélice dos canais
a _h		Ângulo de hélice das estrias
a _p	[mm]	Profundidade de corte
a _{sf}	[mm]	Penetração por avanço
b	[mm]	Largura do dente, largura de usinagem
b _f	[mm]	Largura do último gume
b _o	[mm]	Largura do primeiro gume
c	[mm]	Raio da seção transversal da brocha
f	[mm]	Avanço
h	[mm]	Espessura de usinagem
h _{ch}	[mm]	Espessura do cavaco
h _{cu.min}	[mm]	Espessura mínima de corte
h _d	[mm]	Altura do dente
k _c	[N/mm ²]	Força específica de corte

$k_{c1.1}$	[N/mm ²]	Força específica de corte quando $h=b=1\text{ mm}^2$
k_{cx}	[N/mm ²]	Força específica de corte equivalente a $k_{c0,01.0,01}$
l	[mm]	Comprimento do corpo-de-prova
n_c		Número de canais de dentes
n_r		Número de fileiras de dentes
p	[mm]	Passo entre os dentes
p_1	[mm]	Passo das estrias
p_2	[mm]	Passo dos canais
r	[mm]	Raio da brocha em um ponto sobre o eixo z
r_1	[mm]	Raio de concordância
t		Parâmetro t
v_c	[m/min]	Velocidade de corte
$1-m_c$		Expoente da equação de Kienzle
Z	[mm]	Eixo z

Letras gregas

α		Ângulo de incidência
β		Ângulo de cunha
γ		Ângulo de saída
κ_r'		Ângulo de direção do gume secundário
κ_r		Ângulo de direção do gume da ferramenta
ε		Grau de deformação
ε_r		Ângulo da quina da ferramenta
θ_1		Ângulo inicial das estrias
θ_2		Ângulo inicial dos canais
λ		Ângulo de inclinação do gume
μ_r		Coefficiente de atrito da face da ferramenta
ρ	[mm]	Raio do gume
σ		Desvio padrão
σ	[MPa]	Tensão normal
σ_1	[MPa]	Tensão principal máxima
σ_2	[MPa]	Tensão principal mínima
$\sigma_{méd}$	[MPa]	Tensão média
σ_x	[MPa]	Tensão normal sobre o eixo x
σ_y	[MPa]	Tensão normal sobre o eixo y
τ	[MPa]	Tensão de cisalhamento
$\tau_{máx}$	[MPa]	Tensão de cisalhamento máxima
τ_{xy}	[MPa]	Tensão de cisalhamento no plano xy
φ		Ângulo do plano de cisalhamento

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO	21
1.1 JUSTIFICATIVA	21
1.2 OBJETIVOS	23
2 ESTADO DA ARTE.....	25
2.1 O PROCESSO DE BROCHAMENTO	25
2.1.1 Ferramentas empregadas no brochamento	30
2.1.2 Geometria da brocha helicoidal	31
2.1.3 Cinemática do brochamento helicoidal	36
2.1.4 Materiais para fabricação de brochas e revestimentos	37
2.2 FORMAÇÃO DE CAVACOS COM FERRAMENTAS DE GEOMETRIA DEFINIDA	40
2.2.1 Tipos de cavacos	42
2.2.2 Fator de recalque	43
2.2.3 Diagrama de esforços na região de formação de cavaco	44
2.2.4 Fenômenos na interface cavaco-ferramenta.....	45
2.3 ESFORÇOS NO BROCHAMENTO	48
2.4 INFLUÊNCIAS DA GEOMETRIA E VARIÁVEIS DE PROCESSO SOBRE A FORÇA DE USINAGEM.....	55
2.4.1 Influência da geometria sobre a força de usinagem.....	55
2.4.2 Influência da velocidade de corte sobre a força de usinagem no brochamento	57
2.4.3 Influência do desgaste sobre as componentes da força de usinagem no brochamento	58
2.4.4 Influência do material da peça na força de usinagem	59
2.5 MICROGEOMETRIA DO GUME	59
2.5.1 Influência da microgeometria na força de usinagem	60
2.6 MODELAGEM E SIMULAÇÃO.....	62
2.6.1 Verificação e validação da simulação	64
2.6.2 Modelagem e simulação na usinagem	66
2.6.3 Modelagem e simulação no brochamento.....	68
2.6.4 Modelo de Kienzle	73
2.6.5 Técnicas de análise multivariável	76
2.6.6 Redes neurais artificiais	80
2.6.7 Método dos elementos finitos	81

3 MATERIAIS E MÉTODOS	85
3.1 MÁQUINAS E EQUIPAMENTOS	85
3.1.1 Bancada de ensaios para o brochamento	85
3.1.2 Dispositivo de fixação.....	87
3.1.3 Medição de forças nos ensaios.....	88
3.2 FERRAMENTAS DE CORTE.....	91
3.3 CORPOS-DE-PROVA.....	93
3.4 PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL	96
3.5 TRATAMENTO DO SINAL.....	97
 4 MODELAGEM E SIMULAÇÃO DA GEOMETRIA DA BROCHA HELICOIDAL E UTILIZAÇÃO DO MEF PARA PREVISÃO DE TENSÕES	 99
4.1 MODELAGEM E SIMULAÇÃO DA POSIÇÃO E TAMANHO DOS GUMES DA BROCHA HELICOIDAL	99
4.1.1 Modelo matemático da posição dos gumes da brocha	100
4.1.2 Modelo matemático da largura dos gumes da brocha	107
4.1.3 Desenho em CAD 3D da brocha.....	109
4.1.4 Simulação da largura e posição dos gumes e comparação entre o modelo matemático e o desenhado	113
4.2 MODELAGEM E SIMULAÇÃO DA ÁREA DA SEÇÃO TRANSVERSAL E DO MOMENTO POLAR DE INÉRCIA	117
4.2.1 Modelo da seção de usinagem e do momento polar de inércia ..	117
4.2.2 Simulação e comparação entre o modelo matemático e o desenhado da área da seção transversal e momento polar de inércia ..	129
4.3 ANÁLISE DAS TENSÕES SOBRE A BROCHA COM MEF	133
4.3.1 Preparação e escolha da geometria a ser analisada.....	133
4.3.2 Geração da malha das regiões 1 e 2	136
4.3.3 Condições de contorno e aplicação de cargas.....	138
4.3.4 Resultado da simulação com MEF na região 1	141
4.3.5 Resultado da simulação com MEF da região 2	144
 5 APRESENTAÇÃO E ANÁLISE DOS RESULTADOS DOS ENSAIOS DE FORÇA	 147
 6 SIMULAÇÃO DA FORÇA DE CORTE PARA O BROCHAMENTO LINEAR	 153

6.1 MODELO DE KIENZLE.....	153
6.2 MODELO DE REGRESSÃO MÚLTIPLA.....	160
6.3 MODELO DE REDES NEURAIAS ARTIFICIAIS	163
6.4 COMPARAÇÃO ENTRE MÉTODOS UTILIZADOS NA SIMULAÇÃO DO BROCHAMENTO LINEAR	166
7 SIMULAÇÃO DO BROCHAMENTO HELICOIDAL.....	173
8 CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	183
REFERÊNCIAS	189

1 INTRODUÇÃO

O brochamento é um processo de usinagem de geometria definida e figura como um dos principais processos na indústria metalúrgica de produção em massa, tipicamente a indústria automotiva e aeroespacial [1-5]. Suas características únicas o qualificam como um processo altamente eficiente, produtivo e que requer um baixo custo operacional e, em decorrência disto, altamente vantajoso economicamente, desde que a ferramenta que realiza o brochamento, denominada brocha, esteja de acordo com as solicitações termo-mecânicas do processo a que se destina [6, 7]. O brochamento foi originalmente desenvolvido para usinar rasgos de chaveta e, tão logo tenha surgido, as vantagens do processo ficaram óbvias, ocorrendo um ligeiro desenvolvimento e adaptação do processo para produções em massa de vários tipos de formas e superfícies. Dentre algumas destas formas pode-se citar superfícies planas, internas e externas, formas cilíndricas, canais helicoidais típicos de engrenagens e uma grande variedade de formas irregulares, sendo considerado o processo padrão para produção de perfis complexos seriados [1-8].

A brocha é uma ferramenta de custo elevado quando comparada a outras ferramentas mais tradicionais, como brocas ou insertos para torneamento [8]. Por ser uma ferramenta de alto custo, estudos experimentais demandam altos custos e, devido a isto, a utilização da modelagem e simulação com auxílio de computadores é uma forma de se obter bons resultados com significativa redução de tempo e investimento [9, 10]. É cada vez mais comum a utilização de simulações computacionais nas mais diversificadas áreas do conhecimento e a aplicação desta técnica na tecnologia de usinagem dos materiais tem sido cada vez maior [11-13]. O estudo de certos aspectos relacionados com a usinagem, como dito anteriormente, pode ter um alto custo e demandar um período de tempo prolongado e a aplicação de simulações computacionais pode encurtar o caminho entre o problema estudado e a solução. Sendo assim, muitos pesquisadores que trabalham com aspectos relacionados à usinagem têm utilizado a modelagem e simulação de sistemas para obter dados relacionados com suas pesquisas onde existem limitações quanto ao uso de sistemas físicos reais, como é o caso do brochamento devido ao alto custo da ferramenta [14, 15].

1.1 JUSTIFICATIVA

A crise econômica ocorrida em setembro de 2008 levou a uma inversão da taxa de crescimento econômica no ano de 2009, tendo uma

queda de quase 30% no setor industrial em alguns estados brasileiros [16]. Ademais, registra-se que, a despeito de a produção em termos absolutos ter crescido entre os períodos de 1990 a 2008, o percentual do que é realmente agregado de valor em âmbito nacional e estadual tem se reduzido, sinalizando a perda de elos nas cadeias produtivas brasileira [17]. Mais recentemente, os dados econômicos de 2014 mostram um aumento na participação de setores intensivos em tecnologia na estrutura industrial dos países da Ásia e uma lenta modificação estrutural dos países da América Latina. Como resultado, as economias asiáticas têm apresentado uma rápida trajetória de crescimento da produtividade e da renda *per capita*, enquanto os países da América Latina têm apresentado uma trajetória de estagnação relativa, com lento crescimento da produtividade e da renda *per capita* [18]. Neste contexto, as constantes melhorias dos processos produtivos que buscam a otimização passam de algo opcional para peça-chave em uma cadeia produtiva. Assim, o brochamento surge como a primeira escolha para certas linhas de produção que demandam alta produtividade com boa qualidade no acabamento da superfície das peças produzidas e, neste caso, o projeto da brocha deve ser feito da maneira mais econômica e a ferramenta deve atender os requisitos a que foi proposta.

Em relação à atual utilização do brochamento como processo de usinagem, Kishawy *et al.* [19] afirmam que fabricantes de ferramentas estimam que o custo associado às ferramentas de aço-rápido utilizadas em linhas de produção do trem de força de automóveis passa de 50% do custo total das ferramentas utilizadas, considerando a fabricação das engrenagens envolvidas no processo como sendo parte da produção. Além disto, brochas helicoidais e estriadas são responsáveis por cerca de 80% dos gastos com ferramentas de aço-rápido, o que corresponde a uma parcela considerável do custo total de produção [19].

Apesar do brochamento ter sua origem no século XIX [8], tendo a primeira patente de uma brochadeira sido publicada em 22 de julho de 1873 (vide Anexo A), este é um processo de usinagem que tem um número de publicações muito menor do que outros processos mais tradicionais, como torneamento e furação, por exemplo [20]. Embora seja o brochamento um processo de extrema importância para a indústria de produção em massa, sua importância perante o meio acadêmico é pequena, respondendo a uma parcela pouco significativa das publicações na área de processos de fabricação [21]. Dados recentes sobre o volume de publicações específicas sobre brochamento indicam que 20 artigos foram publicados nos últimos 10 anos [22], contra milhares de artigos sobre torneamento ou furação. Deste modo, embora seja um dos processos de usinagem mais antigos que se tem registro, tendo suas primeiras pesquisas sido

publicadas em 1914 com Jones *et al.* [23] e Viall [24] em 1918, ainda carece de um tratamento científico mais apurado, possuindo amplos campos de pesquisa ainda não explorados. Historicamente o projeto da brocha vem sendo feito com base na experiência do projetista, normalmente adquirida através da tentativa e erro. Apesar de tal metodologia usualmente não produzir resultados otimizados, ou ainda, com resultados satisfatórios, mas a um alto custo, tem se mostrado aplicável e pôde ser utilizada no decorrer da história industrial [6].

1.2 OBJETIVOS

Este trabalho tem como objetivo modelar e simular o processo de brochamento helicoidal com relação aos aspectos geométricos, cinemáticos e dinâmicos, visando o auxílio no projeto de novas brochas e análise de possíveis falhas em brochas em uso. Para atingir este objetivo geral será necessário alcançar os seguintes objetivos específicos:

- Modelagem da altura e largura dos gumes da brocha helicoidal, bem como suas posições espaciais em relação a um ponto de referência.
- Modelagem da área seção transversal e do momento polar de inércia de uma brocha helicoidal, necessários para o cálculo das tensões principais.
- Execução de ensaios de brochamento linear, com os quais pretende-se fornecer dados para a elaboração dos modelos de força; validar a simulação do brochamento linear e helicoidal; verificar a influência do atrito da parede da peça usinada com os flancos secundários na força de corte.
- Desenvolvimento e aplicação de 4 diferentes metodologias para o desenvolvimento do modelo da força de corte, quais sejam: emprego da equação de Kienzle utilizando as constantes da equação provenientes de uma tabela disponível na literatura; utilização da equação de Kienzle empregando as constantes da equação obtidas através dos ensaios realizados; emprego de um modelo de força obtido pela técnica de regressão múltipla utilizando os resultados experimentais dos ensaios e, por fim, emprego de um modelo de força obtido com o uso de redes neurais com base nos dados experimentais.
- Simulação dos esforços no brochamento helicoidal, considerando que a força de corte gerada no processo irá resultar em uma força de tração e torque sobre a ferramenta que, em última instância, acarretará nas tensões principais sobre a ferramenta.

- Simulação das tensões principais na brocha helicoidal com emprego do método dos elementos finitos e comparação com a simulação obtida no Matlab[®], com vistas à obtenção de um fator de segurança baseado nesta comparação.

A estrutura deste trabalho se divide em 8 capítulos que são descritos a seguir:

- Capítulo 1 – Introdução: é apresentada uma introdução ao tema principal, com uma breve descrição do problema e finalizando com uma abordagem do método proposto;

- Capítulo 2 – Estado da Arte: apresenta-se a revisão bibliográfica que abrange os principais assuntos necessários para o desenvolvimento do trabalho;

- Capítulo 3 – Materiais e métodos: descreve-se os materiais, ferramentas e equipamentos utilizados para a execução dos experimentos bem como uma descrição da aquisição e tratamento do sinal de força de corte;

- Capítulo 4 – Modelagem e simulação da geometria da brocha helicoidal e utilização do MEF para previsão de tensões: apresenta-se a modelagem da posição e largura dos gumes bem como da área da seção transversal e do momento polar de inércia de uma brocha helicoidal. Por fim emprega-se o MEF para o conhecimento das tensões na brocha helicoidal;

- Capítulo 5 – Apresentação e análise dos resultados dos ensaios de força: apresenta-se os resultados dos ensaios experimentais para a força de corte bem como uma análise destes resultados finalizando com a verificação da influência do atrito na grandeza da força de corte;

- Capítulo 6 – Simulação da força de corte no brochamento linear: descreve-se os resultados para a simulação do brochamento linear com a utilização dos modelos de força obtidos;

- Capítulo 7 – Simulação do brochamento helicoidal: apresenta-se a simulação do brochamento helicoidal com o emprego dos modelos de força obtidos em conjunto com os modelos de geometria;

- Capítulo 8 – Conclusões e sugestões para trabalhos futuros: são apresentadas as conclusões embasadas nos resultados;

2 ESTADO DA ARTE

Neste capítulo serão abordados os fundamentos teóricos necessários para o desenvolvimento deste trabalho. Inicialmente será apresentado um breve histórico do processo de brochamento na indústria seguido da descrição da geometria da brocha helicoidal. Em seguida são descritos os fundamentos da formação do cavaco e a caracterização e influência da microgeometria do gume, importantes para a compreensão das variações nos esforços gerados no brochamento. Após isto, as definições dos esforços atuantes durante o processo e os principais modelos de força serão detalhados, bem como os principais aspectos da geometria e do processo de brochamento e que influenciam na força de usinagem. Por fim, são mostradas as definições de modelagem e simulação, com a descrição dos modelos de força que serão utilizados neste trabalho, finalizando com uma breve apresentação do método dos elementos finitos.

2.1 O PROCESSO DE BROCHAMENTO

O brochamento é um processo de usinagem de geometria definida que está presente nos mais distintos ramos industriais com uma aplicação bastante diversificada [1-3]. É frequentemente encontrado na produção de grandes lotes na indústria metal-mecânica, bem como no processamento de materiais de difícil usinagem, tais como as ligas de titânio resistentes ao calor e as ligas de níquel, típicos da indústria aeroespacial [4, 5, 25]. Alguns exemplos de peças fabricadas com emprego do brochamento podem ser vistos na Figura 1.

Figura 1 – Exemplos de peças usinadas por brochamento.

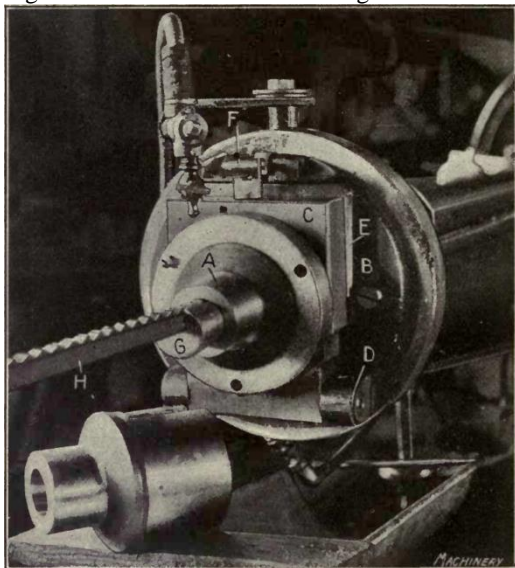


Fonte: Forst *apud* Klocke [28].

Este processo, quando utilizado corretamente, alia alta capacidade de produção com estreitas faixas de tolerâncias, produzindo assim peças com boa exatidão e sem marcas de avanço e, devido à simplicidade da operação, elimina a necessidade de operadores de máquinas altamente especializados [2, 4, 8].

O processo de brochamento é oriundo dos Estados Unidos, tendo sido originalmente desenvolvido para a usinagem de rasgos de chaveta [1, 8]. Na Figura 2, retirada de uma publicação de 1914, é mostrado um exemplo de emprego deste processo nos seus primórdios. A patente da primeira máquina brochadeira que se tem registro é de 1873 (vide Anexo A), no entanto a literatura registra citações do processo anteriores a 1850 [8]. Ao longo dos anos, o processo acompanhou a evolução da indústria automobilística, sendo hoje aplicado em quase todo tipo de indústria de produção seriada [29]. Apesar de ser um processo empregado há bastante tempo na indústria, existem relativamente poucas publicações científicas em comparação com outros processos de usinagem [20-22].

Figura 2 – Brochamento de um rasgo de chaveta.

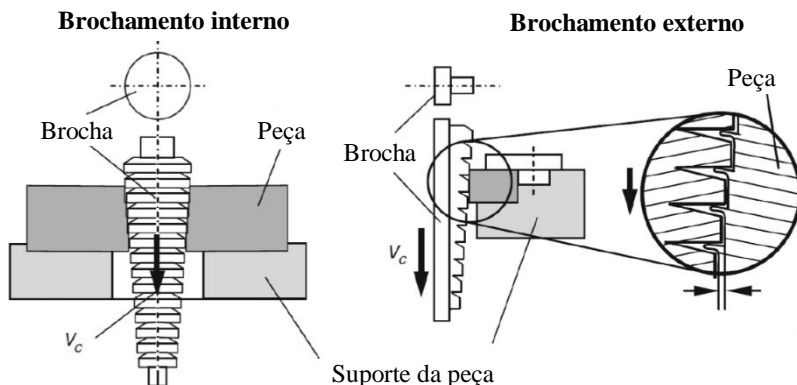


Fonte: Jones [23].

Por definição, o brochamento é um processo de usinagem de geometria definida caracterizado como uma operação de usinagem de precisão, cinematicamente similar ao aplainamento [1, 3, 30]. A ferramenta é

denominada brocha¹ e possui múltiplos gumes transversais dispostos em série e em alturas crescentes. Durante o processo ela é tracionada ou empurrada através de um pré-furo ou uma superfície, removendo progressivamente o material até a passagem de todos os dentes, resultando em uma peça com o perfil usinado igual ao perfil transversal da brocha, conforme mostra a Figura 3 [2, 8, 28, 32, 33].

Figura 3 – Exemplo de brochamento externo e interno.



Fonte: adaptado de Klocke [28].

O brochamento possui algumas vantagens em sua utilização em relação aos outros processos de usinagem, sendo que algumas delas são:

- Alta produtividade;
- Manutenção de tolerâncias estreitas de usinagem e bom acabamento da superfície;
- Capacidade de produzir as mais variadas formas externas e internas;
- Vida longa da ferramenta;
- Produção econômica [1, 2].

Das vantagens anteriormente citadas, a que geralmente se sobressai é a alta produtividade, sendo considerada a característica essencial do processo e que o torna atrativo para a indústria de produção em massa. Tal característica decorre dos seguintes fatores:

- Os vários dentes atuam numa sequência contínua e muito próxima, assegurando uma remoção bastante rápida de material;

¹ Termo derivado do inglês *broach*, que por sua vez vem do latim *brocus*, que significa objeto provido de uma saliência em forma de dente [3].

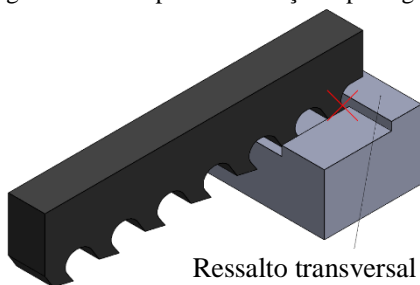
- A realização, numa única passagem da brocha, das operações de desbaste, acabamento e até mesmo de alisamento ou calibragem;
- A precisão e a qualidade da superfície obtida permitem eliminar a necessidade de operações posteriores de acabamento [3, 8, 34].

O brochamento permite alcançar uma boa exatidão no processo, mesmo com a ferramenta próxima ao fim de vida, devido às características inerentes ao processo e à construção da ferramenta, assegurando as relações entre as posições geométricas das diversas superfícies [3, 34]. Em relação ao acabamento da superfície usinada, o brochamento é capaz de eliminar posteriores operações de retificação, sendo raros os casos onde são necessárias outras operações de acabamento [1]. Segundo Klocke [28] no brochamento pode-se obter e manter um grau de tolerância-padrão superiores a IT7 [35]. Já Youssef [8] afirma que valores de tolerância IT6 [35] com uma rugosidade $R_a=0,2\mu\text{m}$ podem ser alcançados e mantidos sem muitas dificuldades.

Normalmente, qualquer material que pode ser usinado por outro processo de usinagem, pode ser usinado por brochamento [3]. No entanto, apesar da vasta aplicabilidade do processo, existem algumas limitações importantes a serem consideradas como por exemplo:

- As superfícies a serem usinadas devem ter rotação uniforme ou devem ser paralelas à direção de deslocamento da ferramenta ou da peça, não podendo haver qualquer obstrução à passagem da ferramenta, como é mostrado na Figura 4 [1, 3];

Figura 4 – Exemplo de obstrução à passagem da brocha.



Fonte: Monma [26].

- Superfícies externas complexas com curvas em dois ou mais planos não podem ser obtidas em apenas um ciclo de brochamento [3];
- No brochamento interno existe a necessidade de haver um pré-furo, com diâmetro suficiente para passagem da cabeça de tração e da guia

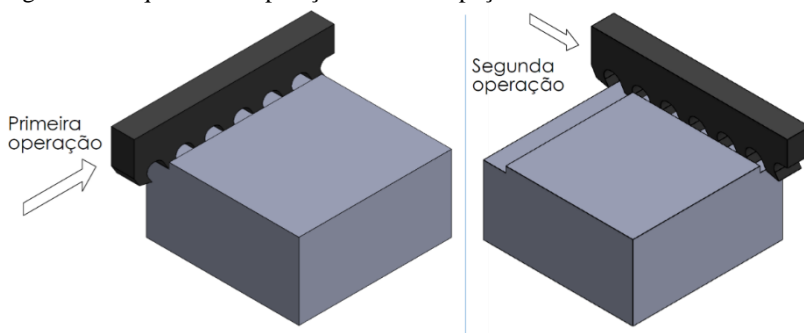
dianteira. Uma superfície que apresente uma obstrução, ao longo do percurso da brocha, não pode ser brochada. Desta forma, furos cegos e cavidades não são fabricados por este processo. Da mesma maneira, furos cônicos não podem ser fabricados por brochamento [1];

- Na grande maioria dos casos, as brochas são projetadas e fabricadas para a usinagem de um único tipo de peça, com determinadas características dimensionais, metalúrgicas, acabamento, etc. Uma mudança nessas características ocasionaria perda de rendimento da ferramenta, qualidade de superfície usinada inferior, mudanças na requisição de potência e curso da máquina-ferramenta, entre outros aspectos. Esta exclusividade de ferramenta dedicada a um tipo específico de peça pode limitar e até inviabilizar o processo de brochamento [8, 21];

- A remoção de muito material por brochamento demanda vários dentes, acarretando em comprimento demasiadamente longo da ferramenta, o que é geralmente evitado, pois também exigiria um comprimento longo do curso da máquina-ferramenta e grandes espaços físicos na planta industrial [1];

- A cinemática do brochamento não permite a mudança de direção do curso da ferramenta para uma mesma operação, sendo necessárias mais de uma operação para usinar superfícies curvas ou em vários planos como mostra a Figura 5 [1];

Figura 5 – Sequência de operação na mesma peça.



Fonte: Monma [26].

- Deve-se levar em consideração os esforços elevados produzidos durante o brochamento, que fazem com que haja a necessidade de máquinas e dispositivos de fixação altamente rígidos e, muitas vezes, estes equipamentos devem atender a especificações especiais, o que pode elevar os custos e não se justificar economicamente [1-3, 8].

No quesito qualidade de superfície, Legutko *et al.* [37] listam os fatores que influenciam os parâmetros de rugosidade no brochamento:

- Condições de afiação do gume;
- Tipos de meios lubrificantes aplicados;
- Os valores dos ângulos de saída e incidência;
- A espessura de corte realizado por um dente (avanço por dente);
- Número de dentes agindo simultaneamente;
- Rigidez da máquina-ferramenta;
- Propriedades mecânicas, estruturais e físico-químicas do material a ser usinado.

Comparativamente, a velocidade de corte do brochamento, usualmente na faixa compreendida entre 0,5 e 10,0m/min, é bem mais baixa do que no torneamento e fresamento dos mesmos aços e ligas, sendo em torno de 10 a 20 vezes menor [38]. Apesar desta diferença, sua produtividade é alta, pois o processo alia desbaste, semi-acabamento e acabamento em um único passe, eliminando tempos secundários [3, 33]. Se adequadamente projetado e executado, o brochamento atinge taxas de remoção de material até 25 vezes maiores que outros processos mais tradicionais [40]. Esta característica, unicamente presente no brochamento, o torna viável, diluindo os elevados custos de fabricação da ferramenta entre o grande volume de peças a serem produzidas.

2.1.1 Ferramentas empregadas no brochamento

As brochas podem ser classificadas de acordo com diversos critérios, sendo os principais apresentados a seguir.

- Pelo tipo de superfície a usar.
 - Interna;
 - Externa.
- Pela sentido de aplicação da força de corte sobre a brocha.
 - De compressão
 - De tração;
 - Rotatório;
 - Movimento combinado (ex.: helicoidal).
- Pelas características construtivas da brocha.
 - Sólida;
 - Em seções ou anéis;
 - Com dentes postiços;
 - Do tipo pote.
- Pela posição dos gumes.

- Ortogonais à direção do movimento de corte;
 - Oblíquos à direção do movimento de corte.
- Pela sequência de corte.
 - Escalonamento em alturas crescentes;
 - Escalonamento lateral, com corte progressivo;
 - Escalonamento combinado.
- Pela função ou formato do perfil.
 - Rasgos de chaveta;
 - Furos circulares;
 - Furos com perfis estriados;
 - Furos com perfis estriados e helicoidais, etc.[1,3].

2.1.2 Geometria da brocha helicoidal

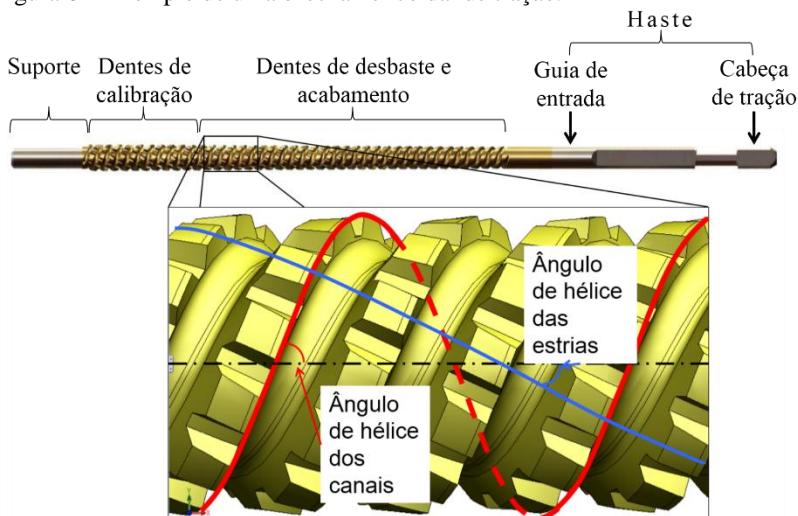
A grande maioria das brochas de tração é construída tendo em comum certos elementos construtivos, como mostra a Figura 6. Nos parágrafos a seguir será apresentada uma breve descrição destes elementos.

Haste – formada pela cabeça de tração e pela guia de entrada, também conhecida como guia dianteira. Localiza-se na parte dianteira da ferramenta [3].

Cabeça de tração – parte que se conecta com o mandril da brochadeira e é responsável por tracionar a brocha e transmitir os esforços de tração para a brocha. Recomenda-se padronizar a cabeça de tração conforme norma DIN 1415, permitindo que se utilize a mesma ferramenta em diversas brochadeiras. Geralmente esta parte possui a menor área da seção transversal da brocha, sendo, muitas vezes, utilizada para o dimensionamento da ferramenta [2, 6].

Guia de entrada – tem a função de guiar a brocha na peça no início do processo para que não haja desvios de percurso. Sua forma depende do perfil da peça a brochar, sendo que no brochamento interno a guia de entrada serve também para verificar o diâmetro do pré-furo, evitando que haja um esforço demasiado sobre a primeira fileira de dentes. A guia deve ter um chanfro de entrada para guiar a peça eficientemente. O comprimento da guia dianteira, calculado até o primeiro dente da brocha, deve ser no mínimo igual ao comprimento do furo a brochar [2, 3].

Figura 6 – Exemplo de uma brocha helicoidal de tração.



Fonte: adaptado de Gonçalves [27].

Guia posterior – também chamada de guia traseira, localizada na extremidade posterior de brochas internas, depois dos dentes de reserva, tem a função de orientar a brocha durante o corte dos últimos dentes e evitar a queda do extremo da brocha [1, 8].

Em brochas de tração helicoidais, além dos elementos geométricos listados anteriormente, podem existir ainda outros elementos necessários para sua construção, sendo que os dois principais são:

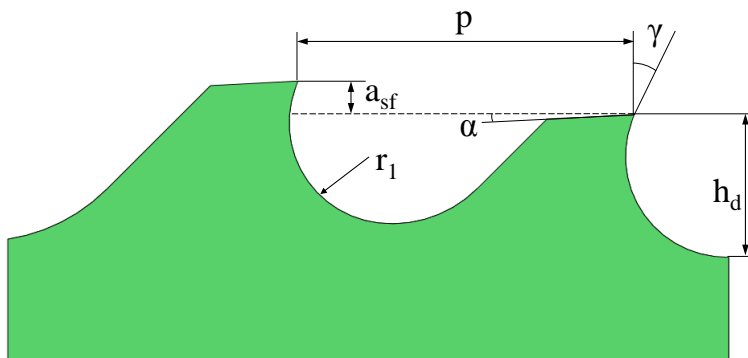
Ângulo de hélice dos canais (a_c) – ou simplesmente ângulo dos canais, é o ângulo formado entre a tangente da hélice dos canais e a linha de centro da brocha, como mostra a Figura 6. Os canais irão formar a superfície de saída do cavaco.

Ângulo de hélice das estrias (a_h) – ou simplesmente ângulo das estrias, é o ângulo formado entre a tangente da hélice das estrias e a linha de centro, como aparece na Figura 6. As estrias formarão o perfil do dente, ou seja, o formato final da peça a ser usinada.

Os dentes de uma brocha são os elementos que possuem o gume principal e irão realizar o corte do material, sendo este semelhante à usinagem com uma ferramenta simples de corte, como mostra a Figura 7. Geralmente separa-se o escalonamento dos dentes em três seções: des-

baste, semi-acabamento e acabamento, sendo que no acabamento, existem fileiras de dentes reservas, com o mesmo diâmetro, permitindo que uma brocha seja afiada diversas vezes antes de seu fim de vida [2, 3].

Figura 7 – Perfil típico dos dentes de uma brocha.



Fonte: Adaptado de ASM [1].

Os principais elementos e relações geométricas que definem os dentes de uma brocha são:

Penetração de avanço (a_{sf}) – os gumes principais dos dentes de uma brocha variam seu tamanho ou forma, são dispostos em alturas crescentes, gerando uma penetração de avanço. Essa penetração de avanço é fixa, sendo uma característica construtiva da ferramenta e, sendo assim, não havendo a possibilidade de uma alteração durante o processo. Já que a penetração de avanço é igual à espessura de usinagem (h), a partir da penetração de avanço pode-se calcular, juntamente com a largura de usinagem (b) e a constante de força específica de corte do material (k_c), a força de corte e, através desta, calcular as tensões sobre a ferramenta e verificar, assim, a resistência da ferramenta [1-3].

A penetração de avanço deve ser escolhida em função das variáveis:

- Dureza e tenacidade do material a usinar;
- Tipo de brochamento;
- Grau de acabamento da superfície usinada desejado;
- Tolerâncias especificadas;
- Quantidade total de material a remover;
- Comprimento da superfície a brochar;
- Rigidez da peça e da máquina-ferramenta;

- Dimensões da brocha [3].

Materiais com uma dureza maior normalmente requerem uma penetração de avanço menor para evitar uma carga excessiva sobre o dente, o que poderia quebrar o mesmo. Sabe-se que quando um certo número de dentes está agindo sobre uma peça simultaneamente, quanto maior for a profundidade de avanço, maior será a força de corte e, conseqüentemente, maior será a potência e rigidez exigidos da brochadeira. Por outro lado, existe uma profundidade de corte mínima, devendo esta ser normalmente maior que o raio do gume, caso contrário pode ocorrer que o material seja apenas recalcado sobre a superfície da peça e, assim, não haveria remoção de material [1-3]. Alguns pesquisadores publicaram tabelas indicando faixas de valores para a_{sf} de acordo com o material e o tipo de brochamento, como mostra a Tabela 1, que lista as indicações de a_{sf} para o aços de baixo a médio teor de carbono (<0,7% de carbono).

Tabela 1 – Indicação de a_{sf} para aços em geral.

Autor	Material	Desbaste [mm]	Acabamento [mm]
Stemmer	Aço	0,03-0,08	0,01
Tschätsch	Aço	0,04-0,10	0,01-0,025
ASM	Aço	0,05-0,10	-
HSS fórum	Aço	0,01-0,03	-

Fonte: ASM [1], Stemmer [3], Tschätsch [41] e HSS fórum [43].

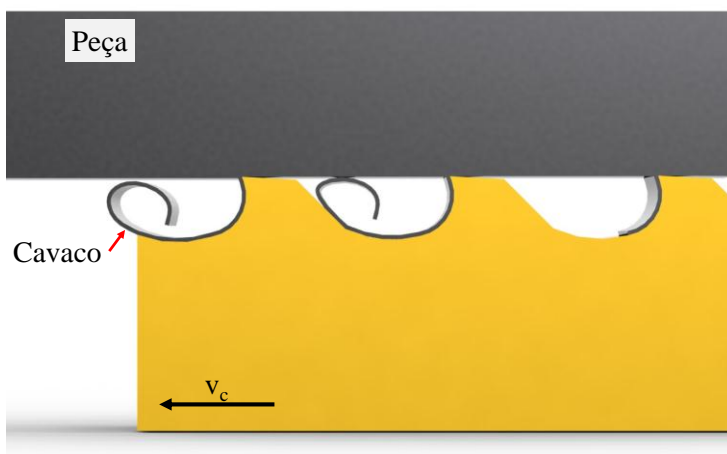
Ângulo de saída (γ) – tem um papel importante no desenvolvimento das ferramentas de brochar devido à sua influência sobre os mecanismos de formação de cavaco e suas conseqüências, como por exemplo, na força de usinagem, temperatura na região de formação do cavaco, maior adesão de cavaco no dente, etc. Para materiais como aço com médio a baixo teor de carbono, recomenda-se utilizar ângulos de saída entre 15 e 20°, e para alumínio recomenda-se utilizar ângulos entre 10 e 15° [2, 3, 6, 28].

Ângulo de incidência (α) – sua principal função é evitar o atrito entre a peça e a ferramenta. No brochamento este ângulo deve ser mantido o menor possível para evitar o enfraquecimento da cunha de corte e para que, devido às reafiações, não ocorra uma redução da altura dos dentes em um progresso acelerado. Os dentes de reserva, no entanto, podem ter um ângulo de incidência $\alpha=0^\circ$, isto é, com um friso plano paralelo à direção de movimento da brocha. Isto permite que a altura do dente seja mantida igual, mesmo após várias afiações [1-3, 8, 28, 41].

Bolsa de cavacos e raio de concordância da face (r_1) – devido às características do processo, durante o brochamento o cavaco gerado na

usinagem só pode ser eliminado depois que o dente percorre todo o percurso de usinagem e ultrapassa a superfície da peça, portanto cada dente deve acomodar o cavaco durante o processo, como mostra a Figura 8. O volume ocupado pelos cavacos depende da penetração de avanço, do comprimento a brochar e do tipo de cavaco produzido. O raio de concordância da face serve para aumentar a resistência do dente e orienta o enrolamento do cavaco formado. No caso de passos pequenos, o fundo da bolsa pode ter o mesmo raio, fazendo a concordância entre a face de um dente e a reta do dorso do dente anterior [1-3, 21, 41].

Figura 8 – Acomodação do cavaco durante o brochamento.



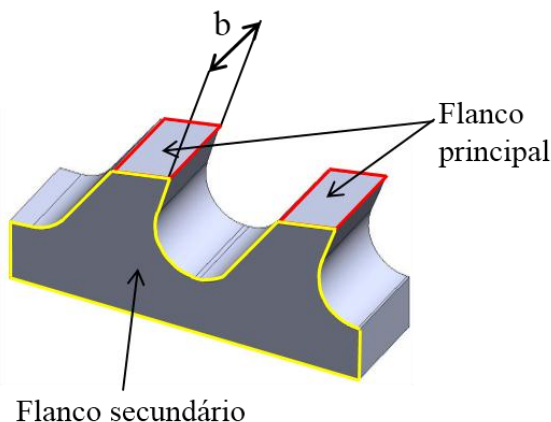
Fonte: o autor.

Passo entre os dentes (p) – é a distância entre um dente e seu subsequente e determina o número de dentes atuando simultaneamente sobre a peça, sendo um fator importante no projeto, pois a partir deste pode-se calcular os esforços atuantes sobre a ferramenta e a potência requerida. No caso das brochas helicoidais, o passo pode ser determinado matematicamente em função do número de canais de usinagem e o número de estrias da brocha, bem como o ângulo de hélice dos mesmos [1-3, 28, 41].

Altura do dente (h_d) – depende diretamente do passo, pois define juntamente com ele o volume da bolsa de cavacos. Passos grandes e pequenas penetrações de avanço permitem adotar pequenas alturas de dentes e vice-versa [1-3, 8].

Largura do dente (b) – corresponde a largura do gume tanto em brochas lineares quanto em brochas helicoidais, como mostra a Figura 9 [1-3].

Figura 9 – Vista isométrica da seção de uma brocha.



Fonte: o autor.

Em especial nas brochas helicoidais, os dentes irão se formar a partir da intersecção entre os canais helicoidais e os canais das estrias, como mostra a Figura 6.

2.1.3 Cinemática do brochamento helicoidal

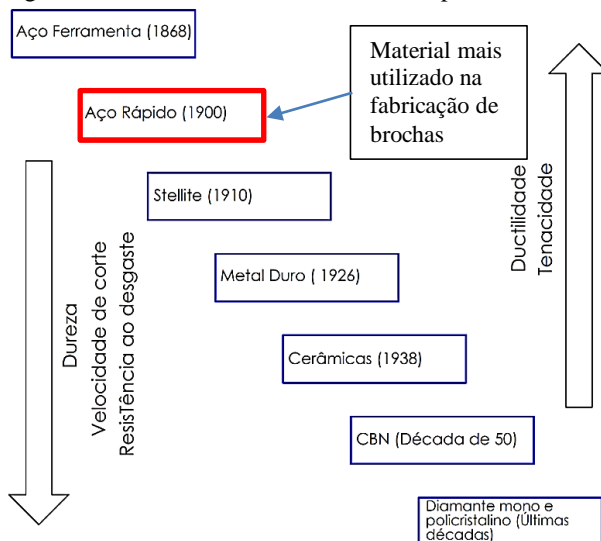
A brocha helicoidal difere da brocha de tração linear devido ao movimento rotacional da brocha, ou da peça, conforme o caso, onde os dentes da brocha produzem uma hélice, com o ângulo de hélice correspondente ao requerido pela peça [1, 6]. Para algumas aplicações, quando o ângulo de hélice é menor do que 15° , não é necessário que o movimento de rotação da brocha seja realizado por um atuador, pois neste caso a peça tem a capacidade de se autorrotacionar devido ao pequeno ângulo de hélice [3]. Porém, em casos onde existem grande produção ou ângulos de hélice grandes, é necessário que haja um sistema de rotação da ferramenta sincronizado com o movimento linear [1-3]. No processo de brochamento linear, a velocidade de corte (v_c) é o único parâmetro variável durante a execução do processo em si [33, 42]. Outros parâmetros, como o avanço (f) e a profundidade de corte (a_p), que no torneamento são parâmetros de

usinagem ajustáveis, no brochamento são definidos pela geometria da ferramenta [33]. No brochamento helicoidal, em conjunto com o movimento de translação existe o movimento rotacional da brocha, ao longo de sua linha de centro, que irá produzir a hélice da peça, sendo que a v_c e a velocidade angular estão inter-relacionadas, pois o ângulo de hélice e o passo são produzidos com uma combinação da v_c e do movimento de rotação [1-3].

2.1.4 Materiais para fabricação de brochas e revestimentos

O desenvolvimento dos principais materiais utilizados em ferramentas de usinagem se deu, cronologicamente, de acordo com a Figura 10. Normalmente, quando se aumenta a dureza e a resistência ao desgaste, a tenacidade e a ductilidade diminuem [39].

Figura 10 – Desenvolvimento de materiais para ferramentas de usinagem.



Fonte: adaptado de König [39].

Baseando-se nas experiências prévias de fabricação e nos elevados esforços mecânicos a que as brochas estão submetidas durante os trabalhos, geralmente aços-rápidos, que apresentam boas características de rigidez e tenacidade, devem ser levados em consideração, optando-se assim por aços-rápidos com uma matriz cristalina homogênea [31]. Nos estágios

iniciais da tecnologia de brochamento as brochas eram fabricadas exclusivamente a partir de aços-ferramentas temperados em água. Estas brochas eram utilizadas em brochadeiras com baixas velocidades de corte, normalmente acionadas por fuso. Com o surgimento de novas máquinas para o brochamento velocidades maiores foram atingidas durante o processo e assim maiores taxas de produção puderam ser alcançadas, forçando o desenvolvimento de novos materiais para as brochas, capazes de suportar as solicitações durante o corte. Desta forma, os aços-rápidos tornaram-se, com o passar do tempo, os principais materiais utilizados para a produção de brochas [1]. A utilização de aço-ferramenta não mais compensa, uma vez que a maior parte do custo está na fabricação, e o aço-ferramenta normalmente sofre uma deformação maior no tratamento térmico e também possui menor resistência ao desgaste [1, 3]. Aços-rápidos obtidos através da metalurgia do pó apresentam vantagens em relação aos aços-rápidos obtidos por processos de fabricação tradicionais. Estes materiais possibilitaram a fabricação de brochas de grandes diâmetros (acima de 150mm), tornando a utilização deste tipo de ferramenta cada vez mais frequente [1, 3, 28].

Em relação à utilização de metal-duro na fabricação de brochas, os resultados obtidos com a utilização de aço-rápido são muito bons e o metal-duro não oferece vantagens especiais nas velocidades relativamente baixas utilizadas na maioria das operações de brochamento. A utilização de metal-duro se restringe a alguns casos específicos, como na usinagem de ferro fundido cinzento, em decorrência da sua elevada resistência à abrasão. A maioria das brochas de metal-duro para ferro fundido cinzento é utilizada na obtenção de superfícies planas, porém, em alguns casos particulares, a usinagem de contornos não planos em ferros fundidos tem tido bons resultados [1, 3].

Outro problema com a utilização de metal-duro no brochamento é que a máquina brochadeira necessita de uma fixação extremamente rígida para evitar o lascamento do gume. Trabalhos experimentais com ferramentas e fixações muito rígidas mostraram que a vida da ferramenta e a qualidade da superfície melhoram com a utilização de metal-duro nessas condições, mesmo quando se usinam ligas de aço forjado [2].

Para que haja um equilíbrio entre resistência à abrasão e tenacidade, os dentes da brocha devem ter uma dureza entre 64 a 66 HRC para aplicações em geral. Para maiores vidas, tratamentos da camada limite como nitretação ou oxidação podem ser empregados. A nitretação aumenta a dureza da superfície tratada, e os dois tratamentos, nitretação e

oxidação, minimizam a adesão ou solda do material usinado na ferramenta. A cromagem é também uma forma de se minimizar a adesão, porém promove um lascamento do gume mais protuberante [2].

Uma brocha pode eventualmente vibrar quando um corte pesado ocorre, especialmente quando o carregamento não é uniformemente distribuído. A vibração pode também ocorrer quando o engajamento do dente é irregular. Os fatores de contribuição mais significativos para vibrações no brochamento são o engajamento inadequado dos dentes, bem como materiais muito duros de serem usinados e rigidez do sistema. Tais problemas devem ser antecipados pelo projetista das brochas [2].

As ferramentas de aço-rápido são normalmente divididas em dois grandes grupos: aços ao tungstênio (W), identificados pela letra T, e aços ao molibdênio (Mo), identificados pela letra M [44]. Alguns destes aços-rápidos com suas aplicações são mostrados na tabela do Anexo B.

Para diversas operações de usinagem, como em alguns casos de furação, na manufatura de roscas com macho, alargamento e brochamento, a forma e dimensão das ferramentas, bem como as condições de usinagem, principalmente a velocidade de corte, limitam o uso de materiais que não seja o aço-rápido. Desta forma, muitas pesquisas visando a melhoria no desempenho de ferramentas estão voltadas para a melhoria do aço-rápido, através principalmente do uso de revestimentos mais resistentes ao desgaste sobre o substrato de aço-rápido, sendo os mais utilizados o nitreto de titânio (TiN) e carbonitreto de titânio (TiCN) [45]. Dentre algumas das características do TiN, pode-se citar:

- Dureza na ordem de 2300HV;
- Alta ductilidade;
- Redução sensível do caldeamento a frio;
- Menor coeficiente de atrito quando comparado a ferramentas sem revestimento;
- Quimicamente inerte;
- Espessuras usuais na ordem de 1 a 4µm.

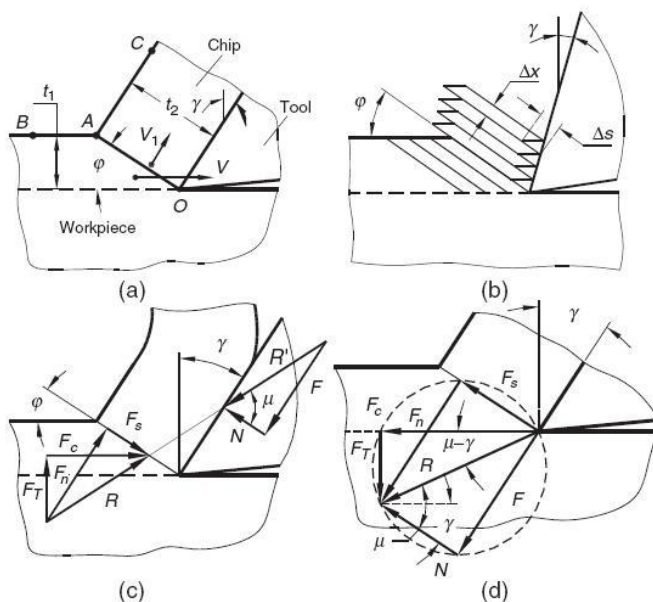
Na década de 1960 o revestimento de nitreto de titânio entrou em uso em escala industrial através do processo de deposição química a vapor (CVD – *chemical vapor deposition*). No entanto, sua aplicação sobre o substrato de aço-rápido não era possível, pois a temperatura do processo de deposição alcançava 1000°C, alterando os tratamentos térmicos aplicados anteriores. Na década de 1970, o desenvolvimento do processo de deposição física a vapor (PVD – *physical vapor deposition*) permitiu a

deposição de camadas de revestimento sobre o aço-rápido com temperaturas abaixo da temperatura de revenimento, não prejudicando, assim, os tratamentos térmicos presentes nos aços-rápidos [45].

2.2 FORMAÇÃO DE CAVACOS COM FERRAMENTAS DE GEOMETRIA DEFINIDA

Apesar de já haver muitas publicações sobre o estudo da formação do cavaco e, com isto, muitas teorias terem sido propostas, ainda não se tem um modelo definitivo sobre a formação do cavaco. Existem modelos que se adequam, com uma aproximação muito boa, a alguns resultados, mas que em outras situações fornecem resultados afastados dos valores experimentais. A Figura 11 mostra diferentes modelos de formação de cavaco concebidos por alguns autores [46].

Figura 11 – Modelos de formação de cavaco – (a) proposto por Time, (b) modelo de cartas proposto por Piispanen, (c) e (d) modelos de Merchant.

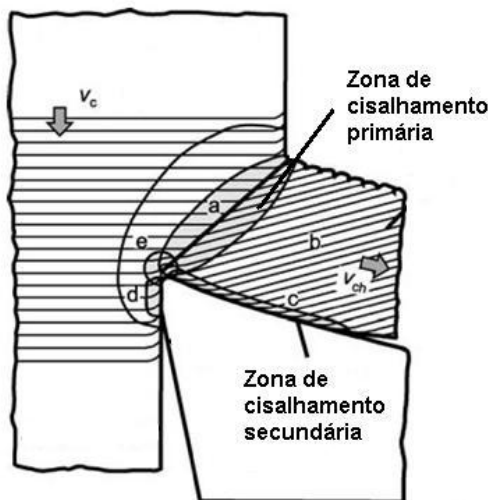


Fonte: adaptado de Astakhov [46].

Embora haja diversos modelos que expliquem a formação do cavaco, os conceitos básicos sobre a formação do cavaco são os mesmos

para a maioria dos modelos. De um modo geral pode-se dizer que o corte dos metais nas operações de usinagem ocorre quando o material é submetido a deformações elásticas e plásticas (apenas elásticas em alguns casos de materiais frágeis), até sofrer ruptura, normalmente por cisalhamento, ao longo de um plano denominado “plano de cisalhamento” (também conhecido por zona primária de cisalhamento), como mostra a Figura 12 [28, 44, 47, 48].

Figura 12 – Zonas de cisalhamento.



Fonte: adaptado de König [39].

Essa afirmação pode ser descrita mais detalhadamente e de um modo geral pode-se dividir a formação do cavaco em quatro etapas distintas:

- Recalque inicial ou deformação elástica – quando o gume entra em contato com a peça, recalca o material, deformando-o elasticamente, sem haver remoção de material [44];
- Deformação plástica – o material pressionado sofre uma deformação plástica, até que as tensões de cisalhamento se tornem suficientemente grandes, de modo a se iniciar um deslizamento (sem que haja perda de coesão) entre a porção de material recalcado e a peça;
- Ruptura e formação de lamelas – quando o material, após sofrer grandes deformações, rompe. Essa ruptura se dá, na maior parte das vezes, por cisalhamento. Após a ruptura, há a formação de uma trinca que

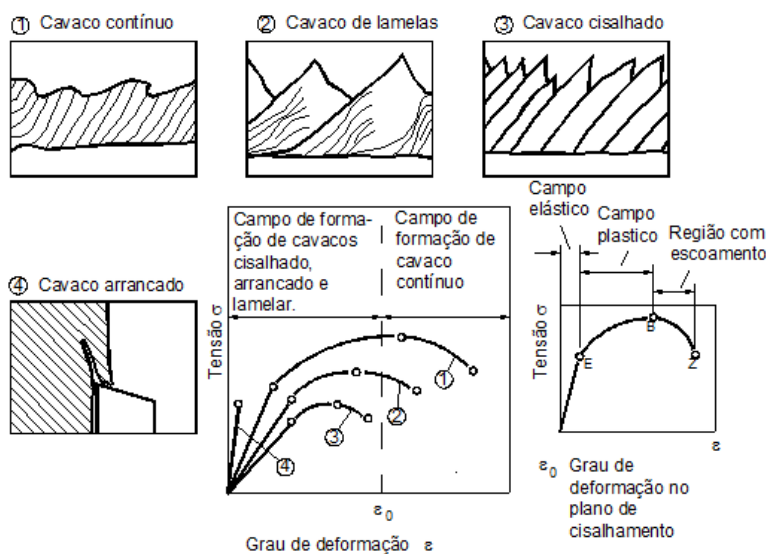
se propaga seguindo também um critério de propagação de trincas próprio de cada material;

- Saída do cavaco – em decorrência dos movimentos relativos entre ferramenta e peça, o material rompido desliza sobre a face da ferramenta. Devido às condições de extrema pressão na interface cavaco-ferramenta, o material sofre tensões de compressão e cisalhamento em uma direção paralela à face da ferramenta. Essa região de cisalhamento é conhecida como zona de cisalhamento secundária, como mostra a Figura 12 [1, 12, 28, 39, 44, 47]. A nomenclatura e descrição destas etapas podem variar ligeiramente de acordo com a publicação referenciada.

2.2.1 Tipos de cavacos

Devido às características do material da peça e da ferramenta, da geometria da ferramenta, das condições de usinagem, diferentes tipos de cavaco se formarão. A Figura 13 mostra a classificação dos tipos de cavaco considerando seu grau de deformação (ε).

Figura 13 – Tipos de cavaco.



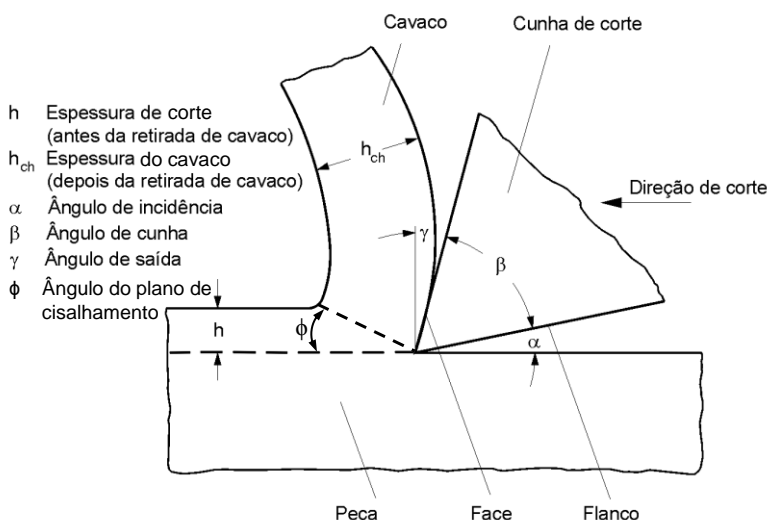
Fonte: adaptado de König [39].

Para um maior detalhamento da forma do cavaco pode-se consultar a norma ISO 3685 [39].

2.2.2 Fator de recalque

Fator de recalque é a relação entre a espessura do cavaco (h_{ch}) e a espessura nominal de corte (h), ou avanço, caso seja corte ortogonal, conforme Figura 14. O fator de recalque é um conceito muito importante na teoria da usinagem. A partir dele pode-se obter informações sobre outros fatores ligados ao processo, como força específica de usinagem, volume de cavaco produzido por unidade de energia, temperatura, esforços de usinagem, desgaste da ferramenta, entre outros [47].

Figura 14 – Formação do cavaco.



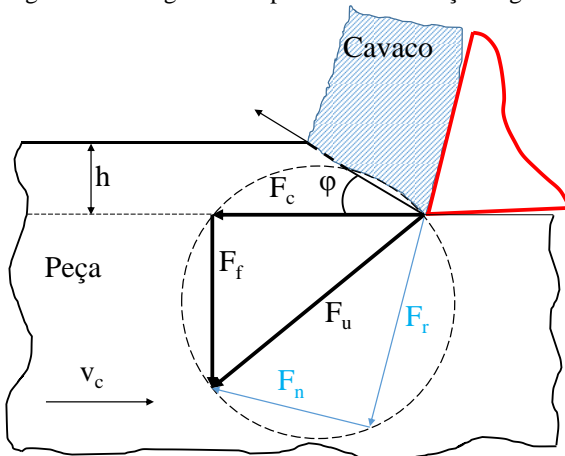
Fonte: adaptado de König [39].

Diferentemente do que aparenta, obter valores para o fator de recalque não é uma tarefa simples, pois o cavaco muitas vezes não possui uma espessura uniforme, sendo formado por lamelas sobrepostas com extremidades irregularmente conformadas. Havendo a possibilidade de se obter uma estimativa de seu valor, pode-se estimar o ângulo do plano de cisalhamento. O fator de recalque é fundamentalmente relacionado ao ângulo de saída e ao ângulo do plano de cisalhamento [3, 44, 47].

2.2.3 Diagrama de esforços na região de formação de cavaco

A força de usinagem (F_u) é a resultante das forças que atuam sobre a ferramenta durante o processo de usinagem e pode ser decomposta em três componentes: força de corte (F_c), força de avanço (F_f) e força passiva (F_p) [3, 39, 44]. Para melhor visualizar o comportamento da atuação da força de corte na cunha, pode-se utilizar o modelo de corte ortogonal, onde a força de usinagem é definida pela soma vetorial das forças de corte e de avanço, Figura 15 [44]. A decomposição da força de usinagem (F_u) em suas componentes obedece a um teorema da geometria que permite representar todos os componentes em um círculo, onde F_u é seu diâmetro, como pode ser observado na Figura 15. Essa representação é chamada de “Círculo de Merchant” [3, 12, 28, 44].

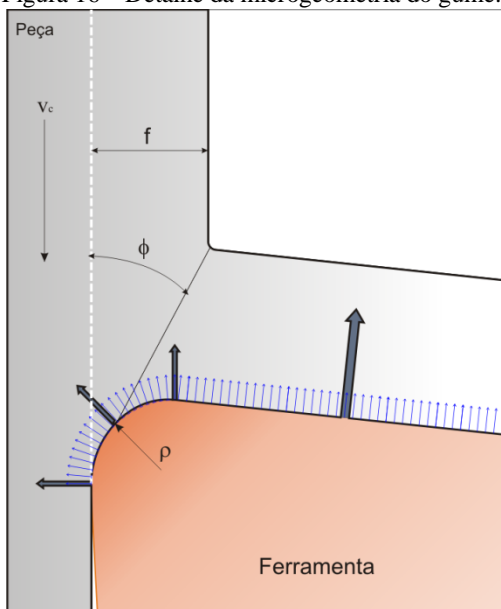
Figura 15 – Diagrama simplificado de esforços segundo Merchant.



Fonte: adaptado de Machado *et al.* [44].

O modelo de Merchant considera como sendo a microgeometria do gume uma linha, e portanto, de raio infinitesimal, o que acarreta em erros na validação experimental do modelo, principalmente na usinagem de pequenas espessuras. Tendo em vista este problema, Albrecht [49] propôs outro modelo onde o gume nunca é perfeitamente afiado, como uma aresta, mas sempre apresenta uma certa região de concordância, conforme Figura 16 [49].

Figura 16 – Detalhe da microgeometria do gume.



Fonte: adaptado de Albrecht [49].

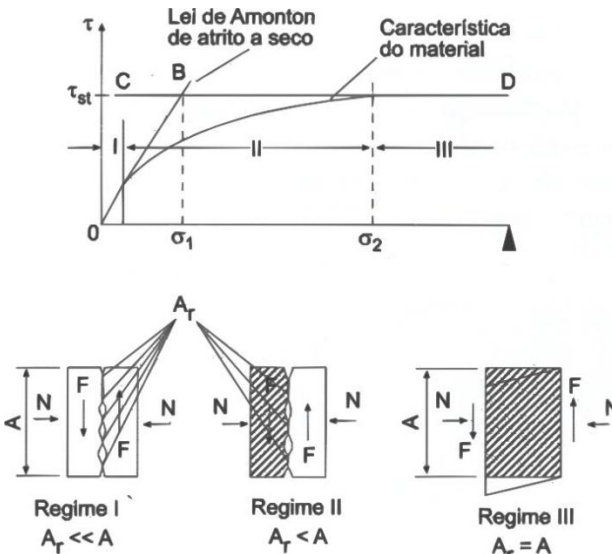
2.2.4 Fenômenos na interface cavaco-ferramenta

Nos processos de usinagem, em algumas regiões na interface cavaco-ferramenta as leis de atrito determinadas por Coulomb [44, 47], independentes da área, não se aplicam, pois as pressões exercidas durante o corte do material são muito grandes. Isto faz com que a área de contato real entre superfícies seja muito maior do que normalmente se utiliza para a determinação do coeficiente de atrito. Segundo Bowden e Tabor *apud* Santos e Sales [47] dentre outros autores, a superfície real de contato em nível molecular nunca é total. O contato ocorre apenas nos picos das superfícies. Com as cargas utilizadas em condições normais nos mecanismos, a área real de contato é muito pequena, podendo estar na ordem de um centésimo da área aparente. Um aumento na força normal faz com que a área de contato entre as superfícies se deforme, dobrando a espessura dos picos em contato e com isto dobrando a força necessária para cisalhar essa parte do material [12, 44, 47, 50, 51].

Conforme se aumenta a força normal, a área real de contato aumenta, elevando proporcionalmente a força de atrito, porém quando se chega a uma situação de área de contato real igual ou próxima à área de

contato aparente, a força de atrito passa a ser independente da força normal e passa a ser dependente da área de contato real. Isto ocorre porque a partir deste ponto em que área real é igual à área aparente e mesmo com um aumento na força normal a área real de contato não irá aumentar, sendo a força de atrito, portanto, independente da força normal, como mostra a Figura 17 [12, 46, 44, 47].

Figura 17 – Três regimes de atrito entre sólidos.

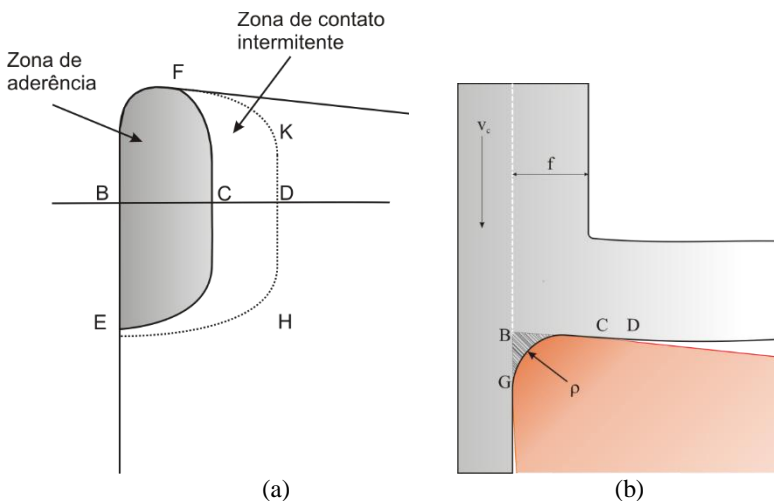


Fonte: adaptado de Shaw *apud* Machado *et al.* [44].

Na interface cavaco-ferramenta, as superfícies, por estarem livres de óxidos, extremamente reativas e sob uma pressão tal que praticamente não existem espaços vazios entre cavaco-ferramenta (mesmo em um nível molecular) faz com que os átomos constituintes das duas superfícies se liguem por forças de atração. Sob estas condições, na interface cavaco-ferramenta, não é apropriado dizer que o cavaco desliza sobre a ferramenta, pois o cavaco está aderido à superfície da ferramenta. O que ocorre é um cisalhamento do material mais fraco, geralmente a peça usinada ligeiramente acima da região aderida, na direção paralela à superfície da ferramenta no sentido de saída do cavaco. Esta velocidade de escoamento aumenta em relação à superfície de saída da ferramenta até um ponto em que se estabiliza e a velocidade de saída do cavaco é constante [12, 39, 50, 51].

A zona de aderência tem uma espessura maior que o avanço, representada pelos pontos BC da Figura 18 (a) e (b). Além desta fronteira existe uma região de contato intermitente, ou seja, o cavaco e a ferramenta irão se atritar aleatoriamente nos picos de rugosidade dentro da região EHDKFCE, como mostra a Figura 18 (a). Nessa região não ocorre a deformação observada na região da zona de cisalhamento secundária e o regime de atrito corresponde às equações tradicionais de Coulomb [12, 51].

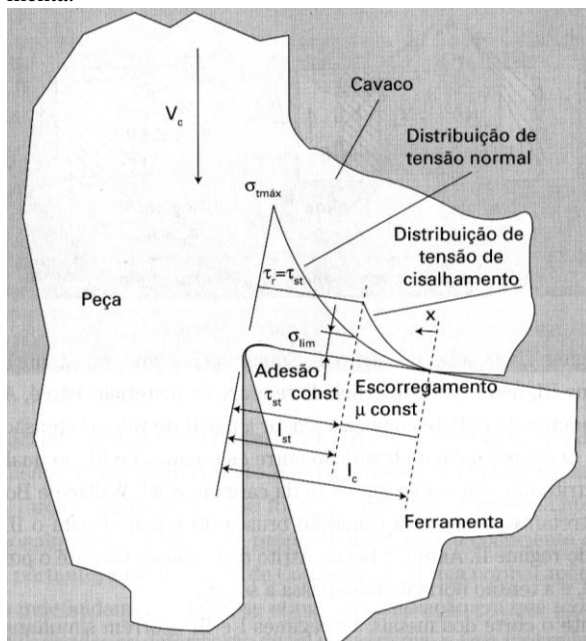
Figura 18 – Zonas de aderência e escorregamento sobre a ferramenta.



Fonte: adaptado de Trent [12].

A Figura 19 mostra o modelo de distribuição de tensão sobre a ferramenta durante o processo de formação de cavaco. Segundo este modelo, a tensão normal é máxima na extremidade do gume [44], na região sobre a microgeometria de transição entre o flanco e a face e onde ocorre a separação de material entre cavaco e peça usinada. A tensão normal, partindo deste valor máximo, se distribui ao longo da superfície de saída, e decresce exponencialmente até atingir um valor nulo, onde o cavaco perde o contato com a ferramenta. A tensão de cisalhamento mostrada na Figura 19 assume um valor constante na zona de aderência, que corresponde ao valor limite de resistência ao cisalhamento do material da peça, e decresce exponencialmente até o valor nulo onde o cavaco perde o contato com a ferramenta [44].

Figura 19 – Modelo de distribuição de tensão na superfície de saída da ferramenta.



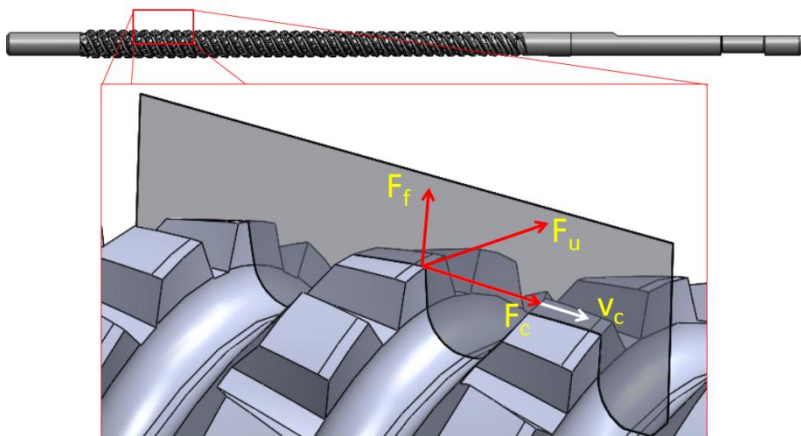
Fonte: adaptado de Zorev *apud* Machado *et al.* [44].

2.3 ESFORÇOS NO BROCHAMENTO

Durante o processo de brochamento, surgem esforços sobre a ferramenta devido, principalmente, à resistência do material usinado durante a formação de cavaco. O conhecimento das grandezas destes esforços é de suma importância, pois orienta o projeto tanto da ferramenta quanto da máquina-ferramenta [27].

A força de usinagem (F_u) é a resultante das forças exercidas pela ferramenta sobre a peça [39]. Para simplificar o entendimento da atuação das forças de corte na cunha, pode-se utilizar o modelo de corte ortogonal, onde a força de usinagem é definida pela soma vetorial das forças de corte (F_c) e de avanço (F_f), como se vê na Figura 20 onde o diagrama da força de usinagem é apresentado sobre um gume da brocha helicoidal.

Figura 20 – Decomposição da força de usinagem.



Fonte: o autor.

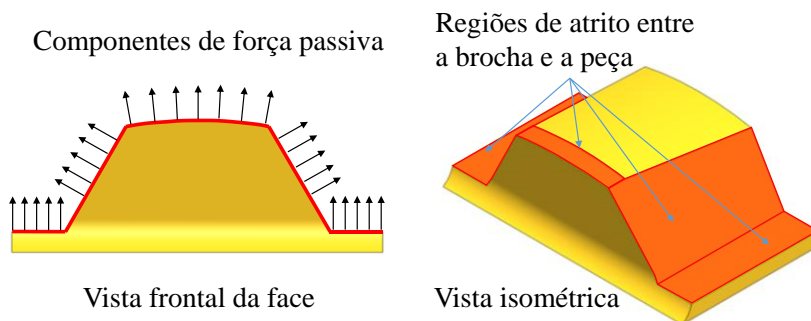
A força de corte no brochamento é um parâmetro fundamental que afeta o processo de usinagem e orienta o projetista da ferramenta, pois resultados satisfatórios na usinagem requerem um controle preditivo das forças que ocorrem no processo, principalmente da componente na direção de corte. Com estes dados, é possível ter o conhecimento sobre a potência de corte necessária e as tensões atuantes no corpo e dentes da brocha. A inviabilidade de obtenção de dados de força em condições reais torna necessária a modelagem para a predição das forças e otimização dos processos de usinagem, inclusive e criticamente no brochamento [9] e ainda mais no brochamento helicoidal, onde além de uma força de tração está presente também a ação de um torque [27].

Apesar da nomenclatura das componentes da força de usinagem utilizada no brochamento, a força de avanço se trata de uma força do tipo passiva, ou seja, não existe movimento do gume principal nesta direção. Apenas convencionou-se denominá-la assim por haver nesta direção um aumento progressivo da altura dos dentes, que irão realizar a remoção do material e também para diferenciá-la das forças passivas que ocorrem nos gumes e flancos secundários. Este aumento progressivo na altura irá definir a espessura de corte h , e em decorrência disso, fazendo-se um paralelo com uma ferramenta de torneamento, nomeia-se esta componente como força de avanço. Embora não haja movimento na direção do avanço, existe uma interferência entre o flanco e a superfície recém-usinada que

irá gerar uma pressão sobre o flanco devido à recuperação elástica do material usinado [1, 2, 52].

A Figura 21 mostra as regiões sobre o dente da brocha que, durante o processo de corte, estão sob uma pressão decorrente da reação elasto-plástica do material sendo usinado. Esta pressão irá influenciar as grandezas da F_c e da F_f .

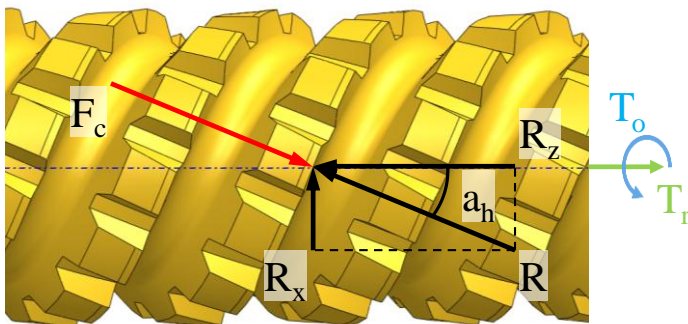
Figura 21 – Reações de força passiva sobre o dente da brocha.



Fonte: o autor.

A força de corte pode, então, ser decomposta de modo a corresponder aos eixos principais da brocha. A força de corte gerada no processo de corte, como observado na Figura 22, faz um ângulo em relação ao eixo da brocha de valor igual ao ângulo de hélice das estrias. Sendo assim, ela pode ser decomposta em duas forças, uma paralela e outra perpendicular ao eixo da ferramenta.

Figura 22 – Decomposição da força de corte.



Fonte: adaptado de Gonçalves [27].

Fazendo-se esta decomposição da força de corte, a tração e o torque exercido por cada dente pode ser determinado pelas seguintes relações:

$$T_r = R_z = F_c \cdot \cos(a_h) \quad (1)$$

$$T_o = R_x \cdot \frac{D}{2} = \frac{F_c \cdot \sin(a_h) \cdot D}{2} \quad (2)$$

Onde:

T_r – tração sobre o eixo z;

T_o – torque;

a_h – ângulo de hélice;

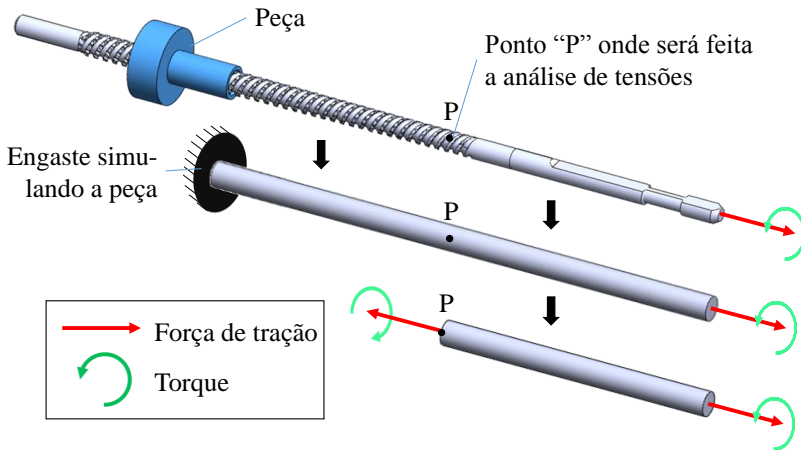
D – diâmetro onde se encontra o dente;

R_x – reação da força no eixo x;

R_z – reação da força no eixo z.

Devido à complexa geometria da brocha helicoidal, uma solução analítica para se obter os valores de tensão é extremamente difícil. Portanto, como ponto de partida para um estudo mais aprofundado e uma posterior comparação com valores obtidos através do Método dos Elementos Finitos (MEF), iniciou-se a análise com a aproximação da geometria da brocha a um formato cilíndrico. No caso da brocha utilizada no modelo apresentado, durante o processo de usinagem, ela está sujeita tanto a tensões normais quanto de cisalhamento, devido ao torque e a tração a que está sendo submetida. Na Figura 23 pode-se observar a brocha em um instante durante o processo de usinagem, portanto, com a peça sendo usinada e que gera os esforços do processo. Nesta representação, a peça aparece sem restrições a seu movimento, mas na realidade ela permanece fixa por mandris na máquina-ferramenta. Nesta mesma figura é apresentada também a aproximação da geometria da brocha com um cilindro engastado, submetido a um torque e uma força de tração. Na sequência, é mostrado um corte feito no ponto “P” onde uma análise de tensões pode ser elaborada.

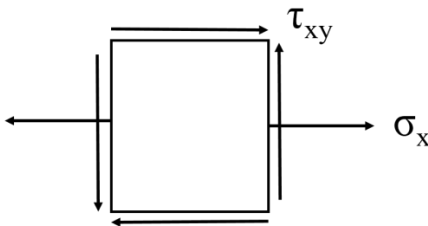
Figura 23 – Aproximação da geometria brocha helicoidal a um cilindro engastado.



Fonte: o autor.

O comportamento destas tensões pode ser representado através de um estado plano de tensões, onde a tensão normal em y (σ_y) é nula, conforme mostra a Figura 24. Pode-se usar o princípio da superposição para obter a tensão resultante no eixo provocado por ambas as cargas desde que o material permaneça linear elástico e esteja sujeito apenas a pequenas deformações [53, 54].

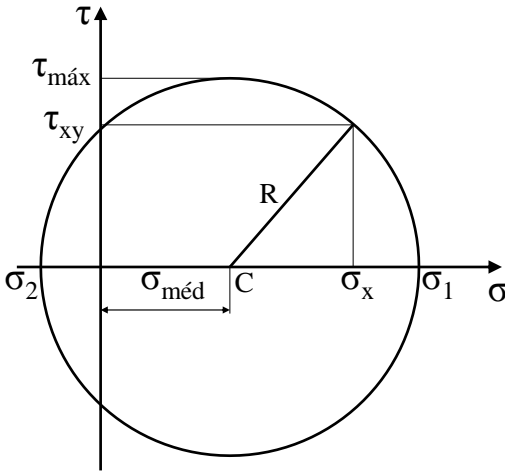
Figura 24 – Estado plano de tensões.



Fonte: adaptado de Hibbeler [53].

Para a comparação com algum critério de falha, essas tensões devem passar por uma transformação de tensão através do círculo de Mohr, Figura 25, através do qual serão encontradas as tensões principais [53, 55].

Figura 25 – Círculo de Mohr.



Fonte: adaptado de Popov [55].

Onde no círculo:

$$\sigma_{\text{méd}} = \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2} \quad (3)$$

$$R = \sqrt{\left(\frac{\sigma_x + \sigma_y}{2}\right)^2 + \tau_{xy}^2} \quad (4)$$

Como σ_y é nula e σ_x pode ser encontrada pela relação:

$$\sigma_x = \frac{P}{A} \quad (5)$$

Onde:

P – força de tração;

A – área da seção transversal.

A tensão de cisalhamento máxima surgirá devido ao torque que é aplicado à brocha e conforme o círculo de Mohr é exatamente o valor do raio R, como mostra a Figura 25.

Seu valor pode ser obtido conforme equação (6):

$$\tau_{xy} = \frac{T \cdot c}{J} \quad (6)$$

Onde:

T – torque submetido na brocha;

c – raio da seção transversal da brocha;

J – momento polar de inércia.

A tensão principal σ_1 é, portanto:

$$\sigma_1 = \sigma_{\text{méd}} + R \quad (7)$$

Conhecendo-se os valores da tensão principal e da máxima tensão de cisalhamento pode-se utilizar algum critério de falha para se dimensionar corretamente a ferramenta [56]. Segundo Shelton e Wronski *apud* Silva [57] a falha em ferramentas de aço-rápido está geralmente associada a inclusões, porosidades e aglomerados de carbonetos. Ögel e Tekin *apud* Silva [57], estudando o comportamento do aço M2, identificaram que em todas as condições de tratamentos térmicos a nucleação de trincas nos cantos de indentações Vickers, está diretamente ligada à presença de carbonetos não dissolvidos. O processo pode se dar tanto pela clivagem dos carbonetos maiores (acima de $1,5\mu\text{m}$) quanto pela decoesão da interface carboneto/matriz no caso de carbonetos menores. O processo de propagação da trinca está ligado à resistência da matriz entre estes carbonetos clivados ou submetidos à decoesão matriz carboneto [57]. Ou seja, a distribuição e tamanho dos carbonetos não dissolvidos interferem indiretamente na propagação de trinca [57].

A teoria da máxima tensão normal ou simplesmente a teoria da máxima tensão estabelece que a falha ou fratura de um material ocorre quando a máxima tensão normal em um ponto atinge um valor crítico, independentemente das outras tensões. Apenas a maior tensão principal deve ser determinada para aplicar este critério. O valor crítico da tensão é usualmente determinado em uma experiência de tração, onde a falha de um corpo de prova é definida pela fratura ou pelo alongamento excessivo. Usualmente supõe-se que ocorra a primeira. A evidência experimental indica que essa teoria se aplica bem aos materiais frágeis em todas as faixas de tensões, contanto que exista uma tensão principal de tração. A falha é caracterizada pela separação, ou fratura. Este mecanismo de falha difere

drasticamente da fratura dúctil, que é acompanhada por grandes deformações, devidas a deslizamentos ao longo dos planos de máxima tensão de cisalhamento [55].

2.4 INFLUÊNCIAS DA GEOMETRIA E VARIÁVEIS DE PROCESSO SOBRE A FORÇA DE USINAGEM

Segundo Trent [12], a força de usinagem depende de dois fatores principais:



- Áreas das zonas de cisalhamento primárias e secundárias;
- Resistência ao cisalhamento do material da peça nesses planos.

Assim, qualquer parâmetro pode ser analisado com base nos seus efeitos sobre esses fatores. Muitos atuarão nos dois sentidos, e o resultado dependerá da predominância de um sobre o outro [47].

2.4.1 Influência da geometria sobre a força de usinagem

Alterações na geometria da ferramenta podem ocasionar mudanças significativas na força de usinagem. No caso das brochas, esta geometria é de fundamental importância devido aos custos envolvidos, caso a brocha seja de uma geometria inadequada [21]. Nas brochas helicoidais, devido à sua construção, o principal ângulo a ser alterado é o ângulo de saída. Uma redução no ângulo de saída tende a tornar a área de contato maior e impor mais restrições ao escorregamento do cavaco sobre a superfície de saída, elevando a força de usinagem [12]. A Tabela 2 mostra a variação percentual da força de corte, de avanço e passiva com a variação do ângulo de saída.

Tabela 2 – Variação percentual das componentes da força de usinagem por grau de variação no ângulo de saída

Ângulo		Força de corte (F _c)	Força de avanço (F _f)	Força passiva (F _p)	
	Ângulo de saída (γ)		1,5 %	5,0 %	4,0 %

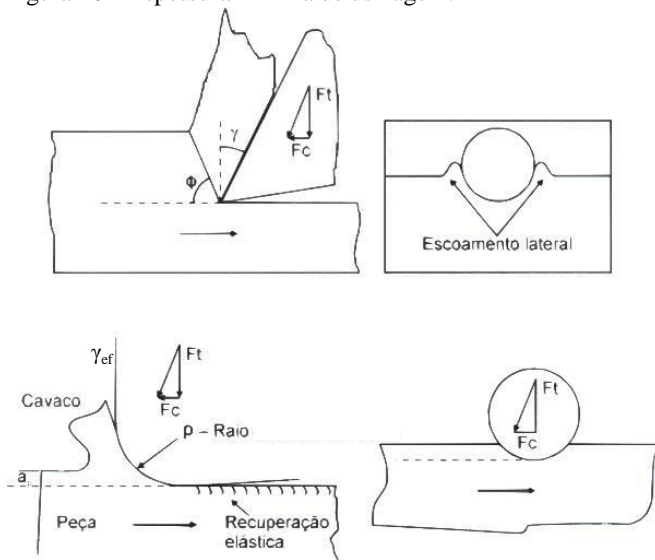
Fonte: adaptado de König [39].

Pelas características intrínsecas do processo de brochamento, o avanço e a profundidade de corte, que normalmente são tratados como parâmetros de usinagem, no brochamento são características geométricas

da ferramenta, podendo sofrer alterações somente por ocasião da fabricação de uma nova ferramenta [1, 2].

A espessura de usinagem tem grande influência nos esforços de usinagem em função principalmente da microgeometria do gume [58, 59]. Quando a espessura de usinagem é muito pequena, a interação entre gume e peça pode implicar na não-remoção de material. Quando a espessura de usinagem se torna aproximadamente da mesma ordem de grandeza que o raio do gume principal, o mecanismo que governa a remoção de material pode se encontrar em duas situações. Na Figura 26 a ferramenta estaria trabalhando dentro de um regime plástico, tendo o nível de tensão ultrapassado o limite de escoamento do material, atingindo nível de tensão superior ao limite de ruptura, havendo assim a remoção de material. Neste caso, durante a usinagem, parte do material, com espessura superior ao raio do gume seria removida na forma de cavaco. Assim, a remoção de material é governada por dois mecanismos simultâneos de corte: deformação plástica e cisalhamento. Parte da porção de material inferior à dimensão do raio do gume seria deformada plasticamente, acarretando escoamento lateral de material. O material seria submetido a uma situação em que o ângulo efetivo de saía da ferramenta é muito negativo e, portanto, não haveria formação de cavaco [60].

Figura 26 – Espessura mínima de usinagem.



Fonte: adaptado de Porto [60].

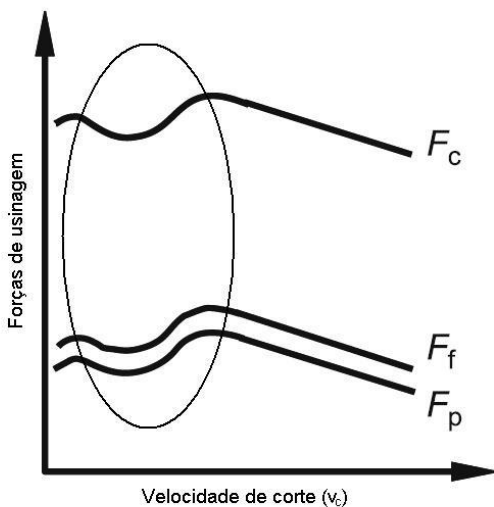
A espessura mínima de usinagem não é, entretanto, uma grandeza absoluta, e sim depende do ângulo de saída efetivo, da velocidade de corte, da temperatura de corte, das condições de atrito entre peça e ferramenta, do material da peça e, principalmente, da microgeometria do gume da ferramenta. Normalmente quanto menor o raio de gume de uma ferramenta, normalmente menor é a espessura mínima de usinagem possível [60, 61]. Segundo König [39], para uma remoção segura de cavacos em ferramentas com gumes arredondados ou chanfrados, o valor recomendado para espessura mínima de usinagem ($h_{cu,min}$) é de 2 a 3 vezes o raio de gume (ρ), ou a largura do chanfro.

2.4.2 Influência da velocidade de corte sobre a força de usinagem no brochamento

No brochamento, a necessidade de se trabalhar com velocidades de corte normalmente pequenas (abaixo de 12m/min) e, principalmente, as pequenas faixas de trabalho da velocidade de corte não permitem que se realizem grandes alterações na mesma. Segundo ASM [1] as velocidades usuais recomendadas para brochamento com ferramentas de aço-rápido ficam entre 3,7 a 9m/min. Já Klocke [28] afirma ser possível utilizar velocidades entre 1 a 30m/min, dependendo da rigidez e potência do equipamento, uma vez que em velocidades mais altas é necessário uma potência considerável para que a ferramenta tenha a aceleração necessária para atingir a v_c final antes de iniciar o corte. Makarov [38] recomenda trabalhar na faixa entre 0,5 a 6m/min.

Por ser a velocidade de corte o único parâmetro passível de sofrer alterações no processo, deve-se trabalhar com este parâmetro sempre na melhor condição possível e, preferencialmente, afastado da zona de formação de gume postiço, como mostra a Figura 27. Com o aumento da velocidade de corte no brochamento, ocorre uma queda acentuada nos valores da força de corte, dependendo da região de pico de formação de gume postiço. Este comportamento é atribuído à redução da resistência ao cisalhamento do material, devido ao aumento da temperatura nas zonas de cisalhamento primária e secundária. Com o aumento da velocidade de corte, a força de corte tende a se estabilizar, fato justificado pela redução da dureza do material provocado pela elevação da temperatura e que promove o aumento da zona de aderência [12, 33, 41].

Figura 27 – Variação das componentes da força de usinagem na região de formação do gume postiço.



Fonte: adaptado de König [39].

2.4.3 Influência do desgaste sobre as componentes da força de usinagem no brochamento

O desgaste da ferramenta altera sua geometria e com isto altera a força de usinagem. O efeito maior deve-se ao aumento da área de contato com o cavaco ou com a peça, causando a evolução do desgaste de cratera e de flanco. Normalmente, há um aumento na força de usinagem. Mas, nas situações em que o desgaste de cratera é predominante, a sua evolução aumenta o ângulo de saída, podendo assim reduzir a força de corte [47]. No brochamento, o arredondamento do gume e o desgaste de flanco têm grande importância, pois geram um aumento na força de tração sobre a brocha devido ao aumento da força de atrito no flanco e da força específica de corte. Segundo König [39], um desgaste de flanco na ordem de 0,5mm pode se refletir em um aumento de 100% para força passiva, 90% para força de avanço e 20% para força de corte.

2.4.4 Influência do material da peça na força de usinagem

De uma maneira geral, quanto maior a resistência mecânica do material da peça, maior é a resistência ao cisalhamento e as componentes da força de usinagem serão superiores. No entanto, materiais mais dúcteis, como ferro e alumínio comercialmente puros, alteram a área da seção de corte, aumentando a área de contato total entre o cavaco e a ferramenta, modificando a força de usinagem [39, 44].

A afinidade química dos materiais da ferramenta e da peça pode atuar principalmente na área da seção de usinagem. Se a tendência for produzir uma zona de aderência estável e forte, a força de usinagem poderá aumentar. Caso a afinidade química na interface tenha uma tendência de reduzir o coeficiente de atrito, a área de contato deverá ser menor, diminuindo a força de usinagem [12, 47].

2.5 MICROGEOMETRIA DO GUME

Não existe ainda uma norma internacional que defina como a microgeometria detalhada do perfil de um gume possa ser descrita. A caracterização de gume circular através de seu raio é padronizada pela norma DIN 6582, no entanto faz referência apenas ao raio do gume [62-64]. De um modo geral, o gume pode ser classificado em três tipos principais: gume afiado, gume arredondado e gume chanfrado, como mostra a Figura 28. Esta classificação tem caráter ilustrativo, pois como se sabe não é possível um gume perfeitamente afiado, visto que sempre existirá uma zona de transição entre a face e o flanco da ferramenta. No entanto, esta classificação é possível desde que o raio do gume exerça pouca influência sobre a força de usinagem, ou seja, desde que o raio do gume seja suficientemente pequeno para tal [62, 63].

Figura 28 – Classificação dos tipos de gumes.

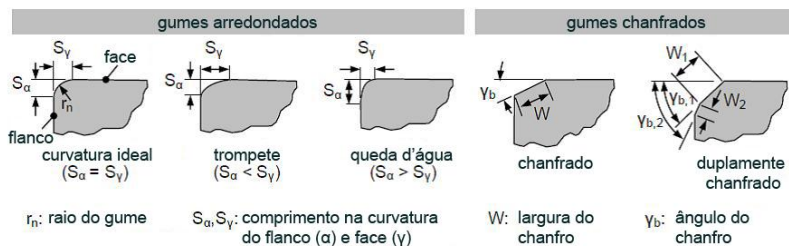


Fonte: adaptado de Wyen [62].

Um gume considerado arredondado é aquele em que o perfil da seção transversal na zona de transição entre a face e o flanco da ferramenta se aproxima a um segmento de circunferência. Este gume pode ser formado por um único segmento de circunferência ou ainda uma combinação de dois ou mais segmentos de circunferência. Já o gume chanfrado se caracteriza pela zona de transição ser uma reta. Gumes chanfrados podem possuir um ou mais segmentos de reta, dependendo da aplicação ou condições da ferramenta.

Uma distinção mais detalhada sobre a forma do gume foi dada por Wyen [62, 63] onde gumes arredondados assimétricos bem como gumes chanfrados e combinações entre estes são levados em consideração. Os diferentes tipos são mostrados na Figura 29.

Figura 29 – Caracterização detalhada do gume.



Fonte: adaptado de Wyen [62].

No lado esquerdo da Figura 29 são mostrados três tipos de gumes arredondados e no lado direito dois tipos de gumes chanfrados. Os gumes arredondados são divididos em: gume perfeitamente circular, gume em formato de trompette e gume em formato de queda d'água [62].

A caracterização do gume da ferramenta é importante, pois cada tipo de gume irá, teoricamente, agir de forma diferente sobre o material usinado. Esta influência é diretamente relacionada com a espessura de usinagem, pois quanto menor a espessura maior será a influência da microgeometria e vice-versa.

2.5.1 Influência da microgeometria na força de usinagem

Como já foi descrito no item 2.2, o gume inicia o processo de corte recalando o material a ser usinado que sofre uma deformação elastoplástica até o momento em que se inicia a separação do material e a subsequente formação de lamelas. Além dos mecanismos físicos de deforma-

ção, cisalhamento e separação do material, também o atrito entre a ferramenta e o cavaco e a ferramenta e a superfície usinada irão influenciar nas forças envolvidas no processo. A influência da microgeometria de transição do gume foi relatada por Albrecht [49] e também por Masuko *apud* Wyen [62]. Albrecht fundamentou seu modelo baseado em uma análise confirmada experimentalmente, o que levou a desenvolver a teoria do efeito *ploughing*. Masuko identificou este efeito como uma força de indentação. Albrecht define a força *ploughing* como a pressão sobre a parte arredondada do gume, ou mais precisamente, na zona de transição ente o flanco e a superfície de saída. Esta pressão surge devido à reação do material que está sendo usinado sobre a microgeometria do gume.

A porção de material à frente do gume que é pressionada sobre a recém-formada superfície da peça gera tensões residuais de compressão que podem levar à flexão da peça caso a sua rigidez não seja suficiente [49]. De um modo similar, o material que é pressionado sobre o cavaco causa a ondulação do mesmo (forma de espiral). Enquanto que a quantidade de material cisalhado depende basicamente da espessura teórica do cavaco, a quantidade de material recalcado depende da magnitude do raio de gume.

Em seu modelo de força, Albrecht [49] assume um ponto de separação de material no gume de corte com uma microgeometria arredondada. Variações deste conceito levam em consideração diferentes cenários para o comportamento do material recém-usinado [62]. O material usinado pode assumir uma completa recuperação elástica, uma recuperação elástica com uma parcela plástica e, ainda, um comportamento majoritariamente plástico. Um outro conceito que é frequentemente adotado para o escoamento do material assume que ocorre a formação de um gume postiço estável na frente do gume que possui uma microgeometria arredondada [62]. Dois modelos de escoamento de material estão ilustrados na Figura 30.

Figura 30 – Modelos de escoamento.



Fonte: adaptado de Wyen [62].

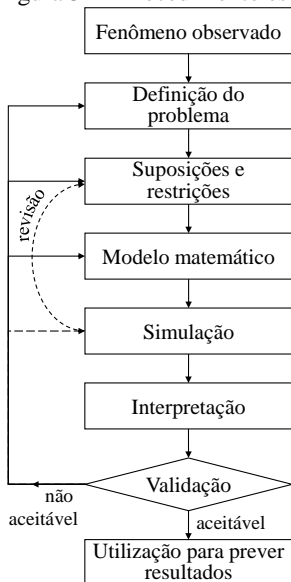
2.6 MODELAGEM E SIMULAÇÃO

Existe um grande número de definições para modelagem e simulação, que variam ligeiramente conforme o autor da pesquisa. Pritsker *apud* Boeira [65] define simulação como sendo um processo que consiste em criar um modelo, de forma lógica e matemática, de um sistema físico e de experimentá-lo com o auxílio, normalmente, de um computador, o que permite obter conclusões sobre sistemas sem construí-los se forem novos, e sem perturbá-los se existentes. Já Junqueira [66] define a modelagem de sistemas como a prática de se construir modelos para representar sistemas reais existentes, ou sistemas hipotéticos, e realizar experimentos com estes modelos para: (1) explicar o comportamento dos sistemas; (2) construir teorias ou hipóteses que consideram o comportamento observado; (3) aumentar o desempenho do sistema; (4) projetar novos sistemas com o desempenho desejado; e (5) descrever comportamentos futuros ou o efeito produzido por mudanças no conjunto das entradas. Zagonel [67] afirma que simular significa reproduzir o funcionamento de um sistema, com o auxílio de um modelo que permita testar hipóteses sobre o valor de variáveis controladas. Para Prado *apud* Zagonel [67], simular significa compreender as características de um sistema através de outro sistema similar. Simulação, segundo este autor, é uma técnica para se chegar à solução de um problema através da análise de um modelo que apresenta características similares ao real fazendo-se uso da computação. Segundo os autores Bietham e Shannon *apud* Zagonel [67], simulação é uma técnica numérica, que utiliza um modelo lógico-matemático, baseado em um sistema real, para realizar experimentos dinâmicos com a ajuda de um computador. O objetivo maior da simulação é compreender e descrever o comportamento de um sistema real quando se modificam as variáveis que o compõe e delimitam. Bateman *et al.* [68] afirmam que simulação é um processo de experimentação com um modelo que representa um sistema real, a fim de se verificar como ele reagiria às modificações propostas. Pedgen *apud* Freitas [69] afirma que simulação é o processo de projetar um modelo computacional de um sistema real e conduzir experimentos com este modelo com o propósito de entender seu comportamento e/ou avaliar estratégias para sua operação. Segundo Freitas [69] a simulação objetiva principalmente: (1) descrever o comportamento do sistema; (2) construir teorias e hipóteses considerando as observações efetuadas e; (3) usar o modelo para prever o comportamento futuro, isto é, os efeitos produzidos por alterações no sistema ou nos métodos empregados em sua operação.

Segundo Taylor *apud* Freitas [69] sistemas podem ser definidos como um conjunto de objetos, como pessoas ou máquinas, por exemplo, que atuam e interagem com a intenção de alcançar um objetivo ou um propósito lógico.

Avula [70] define modelo matemático como um conjunto de equações matemáticas que representam um processo ou sistema. É a idealização matemática de um fenômeno do mundo real. Avula [70] ainda ressalta que no processo de idealização, algumas simplificações podem ser necessárias para que se chegue a um modelo matemático. Portanto, o modelo matemático é “menos real” do que o sistema ao qual se propõe a modelar. No entanto, é um passo essencial na construção de uma teoria. Uma vez definido o problema, um modelo matemático do fenômeno do mundo real deve ser construído. Os fenômenos do mundo real podem ser extremamente complexos sendo praticamente impossível de se construir um modelo que replica o fenômeno em sua totalidade. O pesquisador deve identificar as características essenciais e importantes que precisam ser incorporadas no modelo. Mais uma vez, a experiência e a intuição entram em jogo [70]. Um esquema para modelagem matemática pode ser visto na Figura 31.

Figura 31 – Procedimento esquemático para modelagem matemática.



Fonte: adaptado de Avula [70].

Forrester *apud* Lopes [71] afirma que os modelos têm se tornado cada vez mais aceitos como uma ferramenta auxiliar no estudo de fenômenos complexos, e que a justificativa de sua utilização provém da melhoria da compreensão das características de comportamento do sistema real, compreensão essa, em muitos casos, mais efetiva do que aquela realizada pela observação do sistema em si. Um modelo, comparado ao sistema real que ele representa, pode lidar com informação a um baixo custo, além de o conhecimento ser obtido mais rapidamente e em condições não observáveis no processo físico real.

Em relação a tendências e justificativas no uso da simulação, Freitas [69] declara que a simulação computacional é cada vez mais utilizada e o crescimento do uso desta ferramenta se deve à crescente facilidade de uso e sofisticação dos ambientes de desenvolvimento de modelos computacionais, aliadas ao sucessivo aumento no poder de processamento das estações de trabalho. Contando com interfaces gráficas cada vez mais amigáveis, destinadas às mais diversas plataformas e, principalmente, fazendo intenso uso da animação dos sistemas que estão sendo simulados, a simulação deixou para trás o estigma de ser utilizada apenas “quando tudo mais já foi tentado” [69].

2.6.1 Verificação e validação da simulação

Segundo Naylor *apud* Lopes [71] para a obtenção de modelos válidos e confiáveis, três princípios devem ser atendidos:

- Desenvolver modelos interativos com os usuários. Isto se traduz em: (1) utilizar de terminologia compatível na apresentação do sistema; (2) coletar dados relevantes a serem utilizados no desenvolvimento do modelo; (3) utilizar de teorias (preferivelmente já testadas e comprovadas) relativas ao sistema em estudo; (4) analisar outros modelos desenvolvidos anteriormente e; (5) empregar a experiência e intuição na formulação do modelo;

- Avaliar as considerações empíricas utilizadas: ou seja, verificar como os resultados da simulação se comportam mediante alterações das variáveis de entrada e parâmetros do sistema;

- Determinar o quanto os dados gerados são representativos: este é um dos procedimentos decisivos na verificação e validação, o qual consiste na confrontação das informações geradas pelo modelo com as obtidas do sistema real. O nível de adequação irá depender dos propósitos da utilização do modelo.

Silva *apud* Lopes [71] explica que podem ocorrer três tipos de erros em estudos de simulação: erro do Tipo I – ocorre quando os dados gerados pelo modelo são confiáveis, mas são rejeitados; erro do Tipo II – ocorre quando resultados apresentados pelo modelo não são apropriados, no entanto são aceitos como válidos; erro do Tipo III – quando o modelo foi mal estruturado, consequentemente é inapropriado para o uso. Para evitar a ocorrência destes erros, é recomendada a realização dos procedimentos de verificação e validação. Estes procedimentos visam responder o quão próximo da realidade o modelo representa o sistema físico. Os principais procedimentos a serem adotados são:

- Envolver outra pessoa/sistema além do idealizador do modelo;
- Simular o modelo e comparar os resultados gerados com os obtidos do sistema real;
- Rastrear o programa e verificar a execução de cada rotina computacional;
- Observar a animação gerada pela simulação, caso exista, e compará-la com o sistema real;
- Analisar estatisticamente os valores gerados para as variáveis aleatórias [71].

O procedimento de validação tem como objetivo principal verificar o quanto a relação entrada-saída, simulada pelo modelo, se aproxima da relação entrada-saída do sistema real. Este procedimento deve ser realizado: (1) rodando o modelo sob as mesmas condições impostas ao sistema e (2) comparando os dados gerados pelo modelo e o sistema. A validação pode ser realizada de forma subjetiva ou estatística [71, 72].

A validação subjetiva é realizada quando é muito difícil, ou até mesmo impossível, coletar todos os dados necessários para uma avaliação completa do sistema em estudo. Neste caso, pode ser empregado, por exemplo, o Teste de *Turing*. Este consiste em: (1) obter os dados gerados pelo modelo e os do sistema, (2) normalizar os dados obtidos para um mesmo padrão e (3) submeter os dois conjuntos de dados a uma equipe de especialistas. Caso estes profissionais não percebam diferenças entre os dois conjuntos de dados, isto indica que o modelo está validado [71].

Um modelo pode ter validade quando, no seu domínio de aplicabilidade, possui uma resposta estatística compatível com a aplicação do modelo [73].

Algumas técnicas de validação são:

- Animação – o comportamento do modelo pode ser demonstrado graficamente como sua movimentação em tempo real. Um exemplo disto são as peças de uma linha de produção se movendo durante a simulação;

- Comparação com outros modelos – um modelo pode ser validado ao ser comparado com outros modelos válidos;
- Histórico de valores – quando já existe um histórico de valores, podendo-se comparar os resultados obtidos na simulação com esses dados.

2.6.2 Modelagem e simulação na usinagem

Do mesmo modo que existe uma vasta gama de processos de usinagem, existem também muitas maneiras diferentes de se modelar e simular estes processos. Diferentes técnicas de modelagem e simulação vêm sendo desenvolvidas desde o início do estudo da usinagem, sendo Taylor um dos primeiros a utilizar um modelo matemático para modelar um determinado aspecto da usinagem.

O campo de aplicação da modelagem e simulação dentro da área de usinagem é muito vasto, levando-se em consideração que há muitas operações diferentes de usinagem e que, para cada operação, é possível modelar muitos aspectos diferentes e com técnicas diferentes. O principal objetivo da simulação de operações de usinagem é desenvolver uma capacidade de prever o que ocorrerá no processo para facilitar um planejamento efetivo das operações de usinagem visando melhoria da produtividade, custos e qualidade. As simulações em usinagem podem ser divididas em dois grandes grupos [65, 74]:

- Grupo de aspectos técnicos, como por exemplo, precisão de forma e dimensional, qualidade da superfície, forças, temperaturas, propriedades do substrato etc.;

- Aspectos comerciais, usado para o gerenciamento, como custos e tempo de usinagem, tempos secundários, a porcentagem de rejeitos etc.

Embora haja, como dito anteriormente, uma extensa gama de processos de usinagem com as mais variadas aplicações para a simulação, Trent [12] classifica os métodos de modelagem em cinco categorias genéricas:

- Modelos empíricos, como os de Taylor e Kienzle [39];
- Modelos analíticos, como o modelo do plano de cisalhamento na formação do cavaco de Merchant [12];
- Modelos mecanicistas, como o estudado por DeVor [12], que relaciona as forças de usinagem com a espessura do cavaco;
- Modelagem por MEF, como o de Sandstrom [12] sobre altas velocidades de corte;

- Inteligência artificial e outros métodos que combinam os listados acima [12].

De um modo geral, o objetivo principal de qualquer um dos modelos é de prever o comportamento físico a partir de condições conhecidas *a priori*. Essencialmente, {valores de entrada conhecidos + um modelo preciso = valores de saída esperados} [12].

Ainda segundo Trent [12], os parâmetros-chave de interesse prático na usinagem que se deseja obter mais comumente são:

1. Previsão de vida da ferramenta;
2. Previsão da precisão de um componente usinado;
3. Previsão da qualidade da superfície usinada;
4. Previsão da forma do cavaco;
5. Previsão das forças sobre a ferramenta, sobre a peça ou sobre a máquina.

Sobre os cinco parâmetros acima listados, Trent [12] afirma que estão ordenados com uma certa ordem de importância nos atuais campos de pesquisa da usinagem. Porém, como já citado, a usinagem é uma atividade muito diversificada e o que determina a ordem acima são os fatores individuais do processo estudado. Na usinagem de ultraprecisão, como de semicondutores ou espelhos, a precisão é tão crítica que o nº 1 e o nº 2 trocam de posição na lista: a ferramenta é trocada de acordo com a precisão exigida. Em outra circunstância, a usinagem de cobre é “fácil” sob o ponto de vista da vida da ferramenta, porém é “difícil” quando se leva em consideração a qualidade da superfície – neste caso, os números 1 e 3 da lista trocam de posição. Já Szecsi [75] afirma que a modelagem da força de corte será sempre um dos maiores desafios na teoria da usinagem pois um grande número de fatores inter-relacionados influencia seu valor como, por exemplo: velocidade de corte, avanço, profundidade de corte, ângulos relacionados à cunha de corte como ângulo de saída ângulo de incidência, características físico-químicas da peça e ferramenta, dentre outros.

Os processos de usinagem são tão complexos que não existem modelos que descrevem os processos de forma completamente adequada. Algumas das dificuldades em se modelar os processos de usinagem são:

- A usinagem ocorre sob condições extremas de temperatura e deformação;
- As condições de atrito na interface cavaco-ferramenta não correspondem às equações clássica para o atrito formuladas por Coulomb;

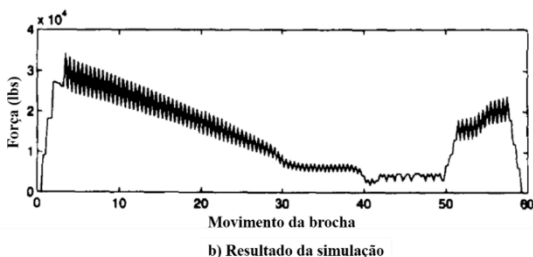
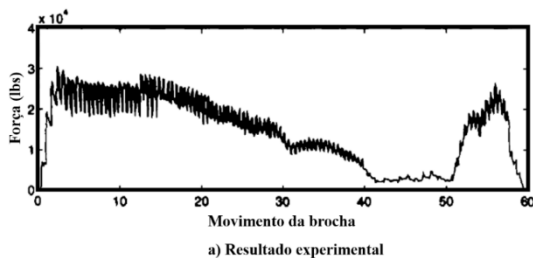
- Nos processos de usinagem, a estimativa da rugosidade da superfície e o desgaste da ferramenta são de extrema importância. Tais parâmetros são sensíveis a um grande número de fatores e a predição de seus valores historicamente tem sido um grande desafio [12].

2.6.3 Modelagem e simulação no brochamento

Sutherland *et al.* [6] apresentaram um modelo para a força de corte no brochamento interno de engrenagens. Os resultados da simulação podem ser vistos na Figura 32. O modelo de força foi obtido através de uma série de 12 ensaios, variando-se a velocidade de corte, o ângulo de saída e a espessura de usinagem. O modelo foi obtido utilizando-se um método de regressão múltipla. Os autores não informam qual o material utilizado no ensaio. O modelo pode ser visto na equação (8), onde k_c é a pressão de corte [6].

$$\ln k_c = 10,80844 - 0,51153 \ln h - 0,10801 \ln v_c - 1,64854\gamma \quad (8)$$

Figura 32 – Comparação entre a simulação e o sinal experimental.



Fonte: Adaptado de Sutherland *et al* [6].

É importante notar no modelo de Sutherland *et al.* [6] que existem algumas restrições para a aplicação do modelo, para o caso de $h=1$, $v_c=1$ e $\gamma=0$, o valor de k_c seria de 2,3lbf/in² (aproximadamente 0,016N/mm²),

valor este muito abaixo do experimental. Ou seja, este modelo tem validade, como era de se esperar, dentro de certos limites próximos aos valores utilizados nos ensaios.

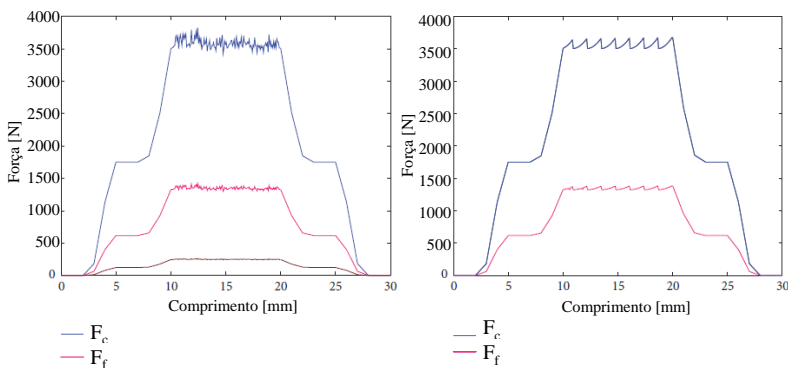
Cholpadi e Kuttan [76], aplicando uma metodologia semelhante a Sutherland *et al.* [6] obtiveram um modelo empírico para a simulação de forças, conforme mostra a equação (9).

$$\log k_c = a_0 + a_1 \log h + a_2 \log v_c + a_3 \log h \log v_c + a_4 \log \gamma \quad (9)$$

Onde a_0 , a_1 , a_2 , a_3 e a_4 são os coeficientes do modelo e que dependem da ferramenta, material da peça, velocidade de corte e espessura de usinagem. Como foram mantidos o mesmo ângulo de saída e velocidade de corte, seu modelo se reduziu ao que pode ser visto na equação (10). Na Figura 33 é mostrado o resultado da simulação obtido por Cholpadi e Kuttan [76]. Na figura da esquerda é apresentado o resultado experimental e na direita a simulação.

$$\log k_c = a_0 + a_1 \log h \quad (10)$$

Figura 33 – Simulação do brochamento segundo Cholpadi e Kuttan [76].



Fonte: adaptado de Cholpadi e Kuttan [76].

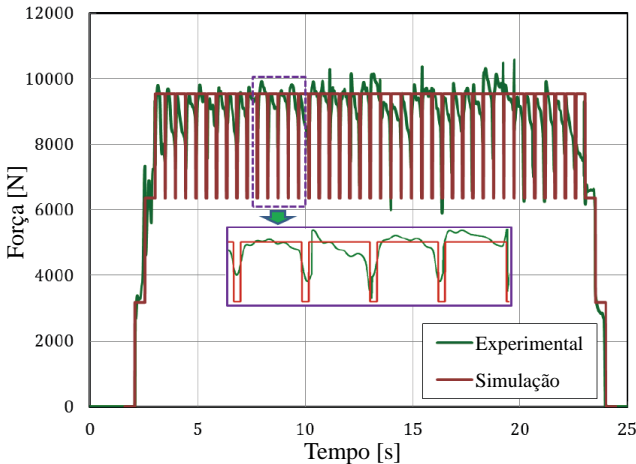
Hosseini e Kishawy [77] utilizaram um modelo mecanicista para prever a força de corte e de avanço e obtiveram resultados bastante próximos entre os valores simulados e experimentais. Hosseini [21] realizou a modelagem e simulação de uma brocha de tração linear, tendo modelado o perfil do dente utilizando equações parametrizadas e *splines*. Como modelo de força utilizou a metodologia descrita por Astakhov e Xiao [78],

que prevê o valor da força de corte baseado na energia consumida, e obteve resultados simulados bastante próximos aos dados experimentais. Mais especificamente, o modelo aplicado utiliza a metodologia que analisa a energia gasta no processo, subdividindo a potência utilizada nas diferentes interações entre o sistema ferramenta-peça-cavaco. O modelo utilizado é mostrado na equação (11).

$$F_c = \frac{P_c}{v_c} = \frac{P_{fR} + P_{fF} + P_{pd} + P_{ch} + P_{mn-ce}}{v_c} \quad (11)$$

Onde P_c é a potência total de corte, P_{fR} é a potência consumida na interface ferramenta-cavaco. P_{fF} é a potência utilizada na deformação plástica do material pela ferramenta. P_{ch} é a potência consumida para formação de novas superfícies e P_{mn-ce} é a energia consumida pela ação do gume secundário. Para prever a força de corte no brochamento, cada uma das parcelas de potência citadas deve ser cuidadosamente avaliada [19]. Para este modelo, é necessário o conhecimento das propriedades mecânicas do material a ser usinado, como módulo de elasticidade, tensão de ruptura e dureza, dentre outras. Outro fator extremamente importante é o conhecimento dos coeficientes de atrito envolvidos no processo, tanto na interface cavaco-ferramenta quanto na interface peça-ferramenta. É necessário também uma avaliação da microgeometria do gume com boa exatidão. Os resultados da simulação podem ser vistos na Figura 34.

Figura 34 – Resultado da simulação.



Fonte: adaptado de Hosseini [21].

Köktürk [10] afirmou que a dificuldade de se desenvolver um algoritmo de otimização para o projeto de uma brocha está na complexidade do problema. Existem muitos parâmetros que precisam ser considerados, tanto isoladamente quanto inter-relacionados. Além disso, existem restrições geométricas dependentes da aplicação, como o comprimento máximo da ferramenta, por exemplo. Em 2003, Öztürk [9], juntamente com os dados obtidos por Köktürk [10], propôs a otimização do projeto de uma brocha sob vários aspectos como esforços de usinagem, tensões e deflexões sobre os dentes da brocha e potência requerida entre outros. Para modelar a força de corte utilizou dois modelos: o Método dos Elementos Finitos (MEF) e o modelo analítico clássico proposto por Merchant. Em seguida comparou os resultados com medições diretas da força e potência. Ao comparar os modelos de força analíticos com os obtidos através de MEF e experimentalmente obteve os resultados mostrados na Tabela 3.

Tabela 3 – Comparação entre os modelos de força.

	F_c (N)	F_a (N)
Método analítico	188,9	80,2
MEF	161,0	54,0
Experimental	330,4	221,6

Fonte: adaptado de Öztürk [9].

Com estes resultados, Öztürk [9] considerou a simulação obtida por MEF não compatível com o processo físico e explicou o fato pelo modo como o software modelou o material e o fluxo do mesmo durante a usinagem. Do mesmo modo, o método analítico resultou em valores cerca de 40% menores que os valores experimentais. Isso ocorreu devido às simplificações assumidas para o modelo analítico [9]. O modelo não levou em conta a influência da microgeometria do gume e nem do atrito nos flancos dos dentes da ferramenta.

Como percebe-se com os resultados da Tabela 3, os valores obtidos com o método analítico e o MEF ficaram próximos entre eles e afastados dos dados experimentais, o que revela a importância da confirmação experimental dos modelos, uma vez que se analisados apenas os métodos não experimentais corre-se o risco de incorrer em erros grosseiros.

Özlü [32], em 2010, utilizou o modelo de força desenvolvido por Altintas [79] e aplicou-o no brochamento visando a otimização da distribuição das forças durante o processo de brochamento e do tempo de usinagem. Seu modelo de força visava a distribuição uniforme dos esforços ao longo da ferramenta, buscando evitar aumentos bruscos de carga. Para isso, alterou a geometria da ferramenta e simulou o processo. Além da

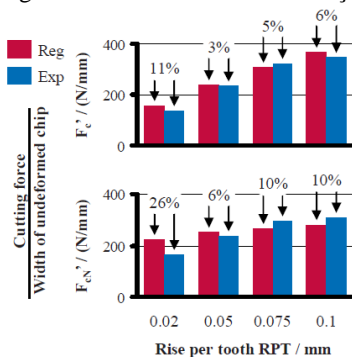
distribuição da carga ao longo ferramenta, e objetivando maior produtividade, Özlü [32] redistribuiu o posicionamento dos dentes da brocha em questão e obteve um significativo aumento da velocidade de corte sem, teoricamente, comprometer a integridade estrutural da ferramenta. O aumento da velocidade de corte foi de 10,2m/min para 13,7m/min. Embora o autor do artigo não tenha podido confirmar experimentalmente os dados de força simulados do novo projeto de brocha, obteve uma melhora na qualidade da superfície usinada das peças fabricadas pela ferramenta bem como um ganho substancial de produtividade com o aumento da velocidade de corte.

Vogtel *et al.* [81] apresentaram um modelo empírico de força para o brochamento baseado em uma aproximação com uma regressão múltipla, onde levaram em consideração o avanço, a velocidade de corte e o ângulo de saída. Os dados de entrada vieram de duas fontes: dados experimentais e simulação da formação do cavaco com MEF. Com essa abordagem mista minimizaram a quantidade de ensaios necessários para alimentar o modelo de modo satisfatório. Dois modelos foram obtidos, sendo o primeiro uma regressão linear múltipla, conforme mostra a equação (12) e o segundo uma combinação entre uma regressão linear e potencial, conforme equação (13). Os resultados podem ser vistos na Figura 35, onde RPT (*rise per tooth*) é o avanço por dente e o índice *i* denota a direção da força (de corte ou de avanço).

$$F_i = a_0 \text{RPT} + a_1 v_c + a_2 \gamma + a_3 \quad (12)$$

$$F_i = a_0 \text{RPT}^{a_1} + a_2 v_c + a_3 \gamma^2 + a_4 \gamma + a_5 \quad (13)$$

Figura 35 – Resultados da simulação.



Fonte: adaptado de Vogtel *et al.* [81].

Gonçalves [27] utilizou o modelo de Kienzle para prever o comportamento da força de corte no brochamento helicoidal. Para isto realizou ensaios de torneamento ortogonal e assim obteve as constantes da equação de Kienzle, tendo verificado a influência da microgeometria do gume na variação da força de corte para pequenas espessuras de usinagem. Monma [26] realizou ensaios de brochamento com ferramenta de gume único com velocidades de corte abaixo de 5m/min obtendo constantes de Kienzle nesta faixa de velocidades. Monma [26] verificou também a influência do atrito nos flancos secundários no aumento da força de corte.

2.6.4 Modelo de Kienzle

Com a evolução dos processos de usinagem houve um aprofundamento no entendimento dos mecanismos de formação do cavaco e com isso se desenvolveram modelos que descrevem este fenômeno e buscam prever o comportamento das muitas variáveis envolvidas no processo. Uma parte importante desta evolução são os modelos que preveem a grandeza e o comportamento das forças envolvidas no processo, ou simplesmente, os modelos de força.

Os primeiros modelos de força que surgiram foram baseados na pressão específica de corte e sua relação com as muitas variáveis do processo, sendo Taylor [80] um dos primeiros pesquisadores a utilizar este conceito [82]. Seguindo esta linha de pesquisa, que utiliza a pressão específica de corte para modelar a força de usinagem e suas componentes, surgiram outros pesquisadores como Fischer (1897), Friedrich (1909), Hippler (1923), Salomon (1924), Kronenberg (1927), Klopstock (1932) e Kienzle (1952). Além destes, outros pesquisadores que também utilizaram modelos empíricos para prever as forças de corte foram Schlesinger (1931), Pohl (1934), Klein (1938), Richter (1954), Hucks (1956), Thomson (1962) e Altintas (1998) [82, 83]. A diferença destes pesquisadores para os citados anteriormente é de que estes utilizaram, como parte de seu modelo, a teoria do plano de cisalhamento.

Como se destacou no parágrafo anterior, muitos pesquisadores propuseram diferentes modelos empíricos que variam em grau de complexidade, número de variáveis e precisão de resultados. Como a equação de Kienzle para a força de corte é que melhor equilibra complexidade e exatidão dos resultados é a que mais tem sido adotada [28, 44].

Boeira [65], utilizando o modelo de Kienzle para a previsão das forças no fresamento, afirma que o modelo de força simulado apresentou resultados que condizem com a expectativa teórica e se aproximam da

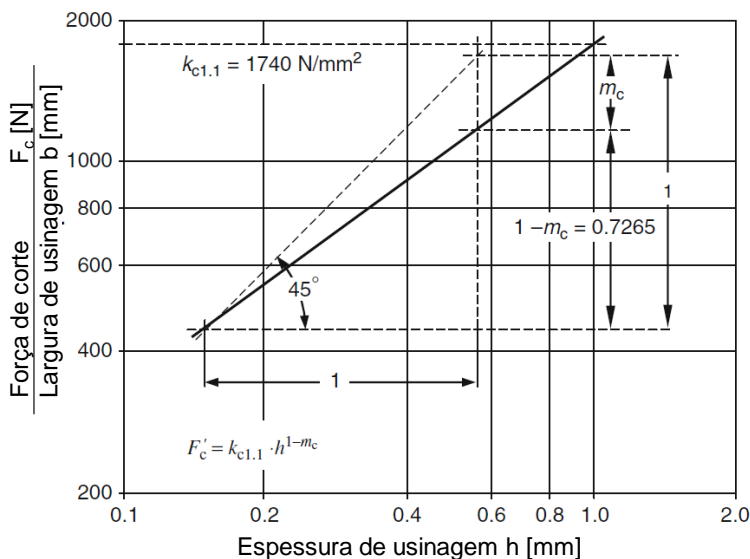
realidade, mesmo nas regiões de pequenas espessuras de usinagem. Segundo Mangoni [84], o modelo de Kienzle possui confiabilidade para o cálculo de forças no torneamento. Bastos [74] demonstrou a viabilidade da aplicação do modelo de Kienzle para o processo de torno-brochamento com pequenas espessuras utilizando as constantes $k_{c1.1}$ e m_c obtidas a partir dos ensaios de torneamento. Boeira [85] realizou ensaios de torneamento, com objetivo de obter dados para a furação com brocas helicoidais, segmentando a ação dos gumes transversais e principais em diversas partes e, aplicando a equação de Kienzle para cada segmento, foi possível modelar a furação em cheio. O autor obteve bons resultados para a aplicação do modelo de Kienzle na região do gume principal, sendo possível prever, com uma boa aproximação, os valores da força de avanço e momento torçor.

Gonçalves [27] e posteriormente Monma [26], seguindo a mesma linha de pesquisa, utilizaram o modelo de Kienzle para a previsão dos valores da força de corte no brochamento, obtendo resultados coerentes e verificando a aplicação do modelo de Kienzle para pequenas espessuras de usinagem. Wyen [62] validou o modelo de Kienzle para previsão da força de corte na usinagem de titânio em pequenas espessuras de usinagem em conjunto com a aplicação da teoria de Albretch [49]. Além disso, Stemmer [3] atesta a validade do modelo de Kienzle para diversos processos de usinagem com espessura constante do cavaco, como também em processos com espessura variável (fresamento, serramento etc.), com a utilização do parâmetro espessura de cavaco médio. Nesse modelo, a força específica de corte k_c pode ser definida como sendo a força necessária para remover uma unidade de volume de material [3]. A partir dessa definição, a força de corte pode ser calculada através da relação entre força e pressão.

O modelo de Kienzle é determinado através de um gráfico linearizado, em escala bilogarítmica, da relação não linear entre F_c/b em função de h , mostrada na Figura 36 e sua representação matemática pode ser vista na equação (14).

$$F_c = k_{c1.1} \cdot b \cdot h^{1-m_c} \quad (14)$$

Figura 36 – Gráfico para obtenção das constantes de Kienzle.

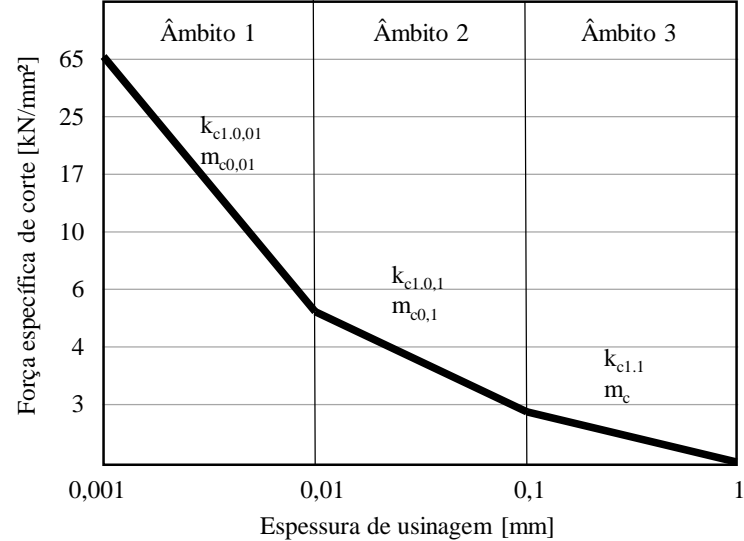


Fonte: adaptado de König [39].

Através deste método, encontram-se os coeficientes $k_{c1.1}$ e $1-m_c$ do modelo, tornando possível o cálculo da força necessária para retirar um cavaco de espessura teórica h . Devido à propriedade logarítmica $\log(1) = 0$, quando o valor da espessura for de uma unidade, o valor de F_c/b representará a força específica de corte necessária para um cavaco de seção $b \times h = 1 \text{ mm}^2$.

Para o modelo de Kienzle, Victor *apud* Schroeter [61] também propôs a subdivisão do campo das espessuras de usinagem em dezenas, o que reduziu os desvios na função potencial ocorridos para espessuras de usinagem muito pequenas ou muito grandes. A extrapolação do gráfico para campos decimais de unidades de espessura afastados das regiões de espessuras de usinagem utilizados nos ensaios para obter as constantes da equação de Kienzle pode ocasionar erros tão grandes a ponto de inviabilizar o modelo. Deste modo, Victor *apud* Bastos [74] propôs a divisão para cada campo decimal, cada qual com seu respectivo gráfico, pressão de corte e coeficiente de Kienzle, conforme apresentado na Figura 37.

Figura 37 – Divisão das constantes de Kienzle.



Fonte: adaptado de Victor *apud* Schroeter [61].

2.6.5 Técnicas de análise multivariável

A utilização de modelos baseados em técnicas de regressão multi-variável, também chamado de regressão múltipla (RM), é uma ferramenta extremamente útil em qualquer campo da ciência e possui uma vasta gama de aplicações nos processos de fabricação que envolvem usinagem. Pode ser utilizada para prever o comportamento de diversos aspectos da usinagem como, por exemplo, temperatura na região de formação do cavaco, desgaste da ferramenta, qualidade da superfície usinada, força de corte, dentre outros [86-89]. Um problema de regressão consiste basicamente em, dado um conjunto de observações de um mecanismo, ou fenômeno, procurar explicá-lo através de um modelo linear onde as observações possam ser escritas como função de outras variáveis [90]. A técnica de regressão linear múltipla é uma extensão da regressão linear simples para o caso onde se possuem múltiplas variáveis de entrada ou explicativas [91-93]. Matematicamente esta relação pode ser expressa pela equação (15):

$$y = \beta_0 + \beta_1 \cdot x_1 + \beta_2 \cdot x_2 + \beta_3 \cdot x_3 + \cdots + \beta_k \cdot x_k + \varepsilon \tag{15}$$

A equação (15) pode ser escrita na forma matricial, conforme equação (16), representada graficamente pela equação (17):

$$\mathbf{y} = \mathbf{X}\boldsymbol{\beta} + \boldsymbol{\varepsilon} \quad (16)$$

$$\begin{bmatrix} y_1 \\ \vdots \\ y_n \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & x_{11} & \cdots & x_{1k} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ 1 & x_{n1} & \cdots & x_{nk} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \beta_1 \\ \vdots \\ \beta_m \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \varepsilon_1 \\ \vdots \\ \varepsilon_n \end{bmatrix} \quad (17)$$

Na equação (17), \mathbf{y} é o vetor que contém os valores da variável de resposta, ou observações, composto por n linhas e 1 coluna, \mathbf{X} é a matriz de variáveis dependentes, formada por n linhas e k colunas, $\boldsymbol{\beta}$ é o vetor de regressores, ou seja, os parâmetros que permitem obter uma estimativa de y a partir dos dados contidos na matriz \mathbf{X} , e $\boldsymbol{\varepsilon}$ é o vetor de resíduos, também chamado de flutuação ou erros aleatórios inerentes aos experimentos [91, 95, 94].

Em geral, a variável dependente ou de resposta, y , pode estar relacionada a k variáveis independentes ou regressores. O modelo representado pela equação (15) é chamado de modelo de regressão linear múltipla com k regressores. Os parâmetros β_j , sendo $j=0, 1, \dots, k$, são chamados de coeficientes de regressão. Este modelo descreve um hiperplano no espaço k -dimensional dos regressores $\{x_j\}$. O parâmetro β_j representa a variação esperada na resposta y por unidade de variação unitária em x_j , quando todos os outros regressores x_i ($i \neq j$) forem mantidos constantes [95].

Modelos de regressão linear múltipla são frequentemente usados como aproximações de funções. Isto é, a verdadeira relação funcional entre y e x_1, x_2, \dots, x_k é desconhecida, porém, em certas faixas das variáveis independentes, o modelo de regressão linear é uma aproximação adequada. Modelos que incluem efeitos de interação podem ser analisados pelos métodos de regressão linear múltipla. Uma interação entre duas variáveis pode ser representada por um termo cruzado no modelo, como mostra a equação (18).

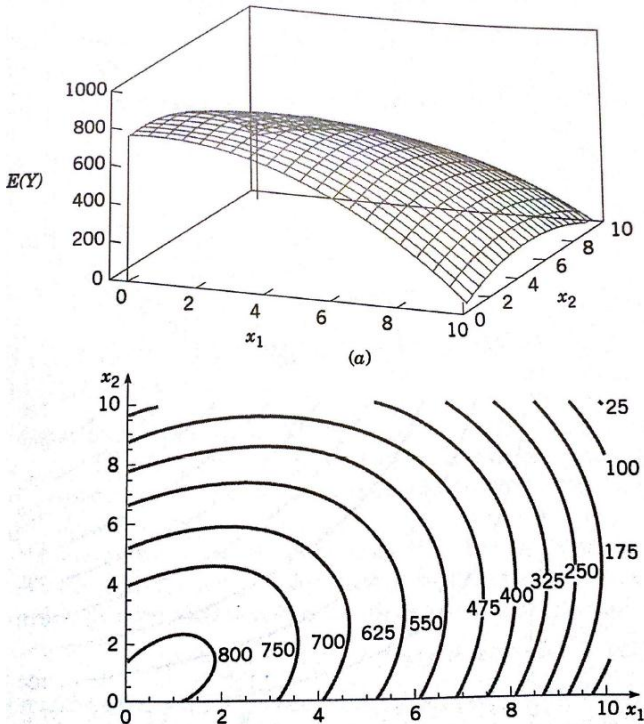
$$Y = \beta_0 + \beta_1 \cdot x_1 + \beta_2 \cdot x_2 + \beta_{12} \cdot x_1 \cdot x_2 + \varepsilon \quad (18)$$

Para este caso, ao igualar-se $x_3 = x_1 \cdot x_2$ e $\beta_3 = \beta_{12}$, então a equação (18) pode ser reescrita na forma da equação (15). O mesmo procedimento vale quando se tem potência em algum termo.

Ao se desenhar um gráfico de regressão múltipla nem sempre a forma da superfície gerada é uma reta. Geralmente, a interação entre duas

variáveis em um mesmo termo, como demonstrado na equação (18), implica que o efeito produzido pela alteração de uma variável depende do nível da outra variável. A Figura 38 mostra o gráfico de uma regressão múltipla com interação entre as variáveis.

Figura 38 – Gráfico tridimensional do modelo de regressão.



Fonte: adaptado de Montgomery [95].

Os coeficientes de regressão β_i devem ser estimados segundo algum critério sendo um dos métodos mais utilizados o método dos mínimos quadrados. Supondo-se que $n > k$ observações estejam disponíveis e x_{ij} é a i -ésima observação a função dos mínimos quadrados é:

$$L = \sum_{i=1}^n \varepsilon_i^2 = \sum_{i=1}^n \left(y_i - \beta_0 - \sum_{j=1}^k \beta_j \cdot x_{ij} \right)^2 \quad (19)$$

A função L da equação (19) deve ser minimizada em relação a β . As estimativas de mínimos quadrados de $\beta_0, \beta_1, \dots, \beta_k$ têm de satisfazer as seguintes relações:

$$\left. \frac{\partial L}{\partial \beta_0} \right|_{\hat{\beta}_0, \hat{\beta}_1, \dots, \hat{\beta}_k} = -2 \sum_{i=1}^n \left(y_i - \hat{\beta}_0 - \sum_{j=1}^k \hat{\beta}_j \cdot x_{ij} \right) = 0 \quad (20)$$

e

$$\left. \frac{\partial L}{\partial \beta_j} \right|_{\hat{\beta}_0, \hat{\beta}_1, \dots, \hat{\beta}_k} = -2 \sum_{i=1}^n \left(y_i - \hat{\beta}_0 - \sum_{j=1}^k \hat{\beta}_j \cdot x_{ij} \right) \cdot x_{ij} = 0 \quad (21)$$

Simplificando-se as Equações (20) e (21), obtêm-se as equações normais de mínimos quadrados, conforme mostram as Equações (22), (23) e (24):

$$n\hat{\beta}_0 + \hat{\beta}_1 \sum_{i=1}^n x_{i1} + \hat{\beta}_2 \sum_{i=1}^n x_{i2} + \dots + \hat{\beta}_k \sum_{i=1}^n x_{ik} = \sum_{i=1}^n y_i \quad (22)$$

$$\begin{aligned} \hat{\beta}_0 \sum_{i=1}^n x_{i1} + \hat{\beta}_1 \sum_{i=1}^n x_{i1}^2 + \hat{\beta}_2 \sum_{i=1}^n x_{i1}x_{i2} + \dots + \hat{\beta}_k \sum_{i=1}^n x_{i1}x_{ik} \\ = \sum_{i=1}^n x_{i1}y_i \end{aligned} \quad (23)$$

$$\begin{aligned} \hat{\beta}_0 \sum_{i=1}^n x_{ik} + \hat{\beta}_1 \sum_{i=1}^n x_{ik}x_{i1} + \hat{\beta}_2 \sum_{i=1}^n x_{ik}x_{i2} + \dots + \hat{\beta}_k \sum_{i=1}^n x_{ik}^2 \\ = \sum_{i=1}^n x_{ik}y_i \end{aligned} \quad (24)$$

Como existem $p=k+1$ equações normais, uma para cada um dos coeficientes desconhecidos de regressão, a solução para as equações nor-

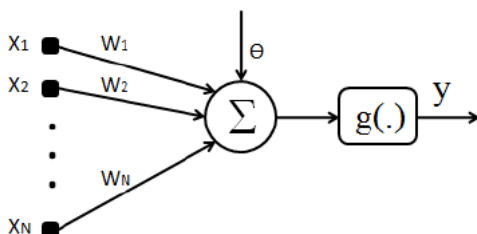
mais serão os estimadores de mínimos quadrados dos coeficientes de regressão, $\beta_0, \beta_1, \dots, \beta_k$. De posse destas equações, elas podem ser resolvidas por qualquer método apropriado para solucionar um sistema de equações lineares [95]. Para visualizar informações mais detalhadas sobre regressão múltipla e seu funcionamento verificar o Apêndice A.

2.6.6 Redes neurais artificiais

Uma rede neural (RN) é um modelo matemático empírico, normalmente não-linear, com memória e desenvolvido com base no funcionamento do cérebro humano. Dependendo de como este modelo é abordado, pode ser classificado em contínuo ou discreto, concentrado ou distribuído e ainda em estocástico ou determinístico [96]. Conforme descrito por Selli e Seleglim *apud* Aguiar [97], em uma análise matemática, as RN podem ser definidas como um mapeamento não-linear de um vetor de espaço de entrada para um vetor de espaço de saída, que pode ser feito através de camadas de funções de ativação ou neurônios, nos quais coordenadas de entrada são somadas de acordo com o valor de seus respectivos pesos e *bias* para produzir uma saída simples, ativada ou não, de acordo com o respectivo nível de disparo [97-99].

Segundo Guyon *apud* Aguiar [97], o neurônio artificial é uma estrutura lógico-matemática que procura simular a forma, comportamento e funções de um neurônio biológico. Assim, os dendritos são substituídos por entradas, cujas ligações com o corpo celular artificial são realizadas através de elementos chamados de peso (simulando as sinapses neuronais). Os estímulos são captados pelas entradas e processados pela função de soma e o *bias*. O limiar de disparo do neurônio biológico tem como analogia a função de transferência no neurônio artificial [97, 100, 101]. A Figura 39 mostra uma representação do neurônio artificial.

Figura 39 – Representação esquemática de um neurônio artificial.



Fonte: adaptado de Aguiar [97].

Existe um grande número de publicações envolvendo redes neurais na modelagem de diversos aspectos da usinagem. Desde a previsão da qualidade da superfície usinada, na previsão da progressão do desgaste da ferramenta, na indução de tensão residual e, também, na predição da força de corte [102-106].

Redes neurais são amplamente utilizadas onde modelos analíticos são muito complexos ou quando se tem um número grande de variáveis de entrada, como por exemplo, na otimização de parâmetros para obtenção do melhor acabamento da superfície na usinagem por ultrassom [107]. Com base em uma busca feita na bibliografia disponível, não foram encontradas pesquisas utilizando redes neurais na previsão de forças no brochamento com o objetivo de auxiliar, ou melhorar, o projeto de brochas. Axinte [108] utilizou redes neurais para prever a condição de desgaste de brochas durante o processo de brochamento. Para isso, desenvolveu um sistema que coletava os dados de força de corte e de avanço e comparando com um banco de dados previamente alimentado, pode comparar o sinal capturado com o banco de dados e a rede neural foi capaz de identificar a condição de corte da brocha. No entanto, não utilizou dados de geometria da ferramenta para prever o comportamento da força de corte.

Para visualizar informações mais detalhadas sobre redes neurais e seu funcionamento verificar o Apêndice B.

2.6.7 Método dos elementos finitos

Técnicas experimentais são confiáveis, mas normalmente também são dispendiosas e demoradas. É relativamente fácil usar técnicas experimentais para medir a força de corte e espessura do cavaco, no entanto, é difícil e, por vezes, impossível de medir as tensões, pressões, temperatu-

ras e velocidades relativas, induzidas na interface cavaco-ferramenta durante o processo de corte, e relacioná-los com, por exemplo, o desgaste da ferramenta [109]. Neste sentido, é cabível a utilização de simulações numéricas no intuito de prever certos comportamentos das variáveis do processo.

A modelagem numérica de processos de corte de metal usando o Método dos Elementos Finitos (MEF) é aplicada há alguns anos e já trouxe resultados promissores na modelagem dos processos de usinagem. Foi originalmente desenvolvida para resolver problemas de tensão em mecânica estrutural, mas logo se percebeu a possibilidade de aplicação em outros fenômenos. É útil ao usuário entender os conceitos básicos deste método, de modo a evitar erros e avaliar os resultados dos cálculos. Para isso, o usuário precisa estar ciente das hipóteses utilizadas pelo software e quais suas possíveis consequências nos resultados [28].

Conforme afirma Fish e Belytschko [110] muitos fenômenos em engenharia podem ser descritos em termos de equações diferenciais parciais e o MEF é uma aproximação numérica com a qual estas equações diferenciais parciais podem ser resolvidas de modo aproximado.

Geralmente, é um procedimento que segue alguns passos fundamentais [110, 111, 112], consistindo resumidamente nos seguintes cinco passos:

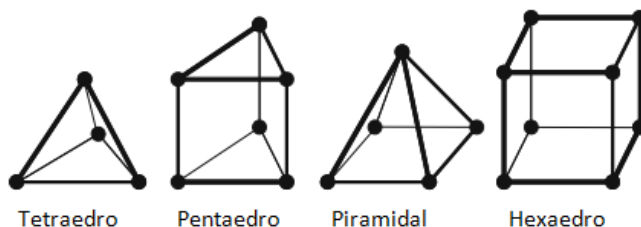
- Pré-processamento: subdivisão do domínio do problema em elementos finitos;
- Formulação dos elementos: desenvolvimento de equações para os elementos;
- Montagem: obtenção do sistema global de equações a partir das equações individuais dos elementos;
- Resolução das equações;
- Pós-processamento: determinação de valores de interesse, tais como tensões e deformações, e a obtenção da visualização das respostas.

Atualmente, há softwares CAD que permitem a criação das mais variadas geometrias. Após a elaboração de uma geometria, esta pode, em muitos casos, ser importada pelo programa que realizará a simulação, dando continuidade à análise.

Uma vez definida a geometria, deve-se criar uma malha constituída por elementos com formas geométricas básicas. Esta geometria, que normalmente representa um corpo sólido contínuo, é transformada num conjunto de nós, ligados uns com os outros, formando elementos. Há diversos tipos de elementos, como se pode visualizar na Figura 40 e sua escolha,

em muitos casos, é realizada pelo usuário de acordo com as necessidades presentes.

Figura 40 – Exemplos de elementos de malha.



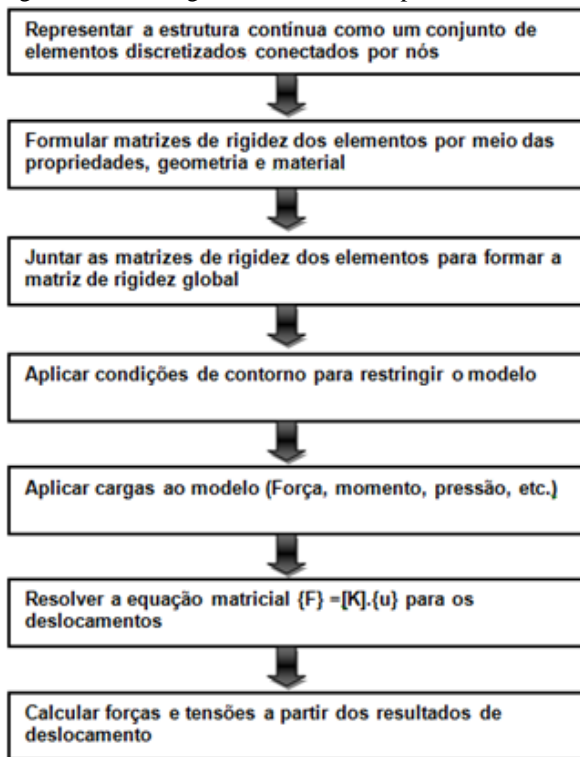
Fonte: adaptado de Klocke [28].

Em princípio, a utilização de maior número de elementos conduz a resultados mais precisos. No entanto, uma malha muito refinada pode consumir elevados tempos de computação. Para economizar esses tempos, são muitas vezes utilizadas malhas com densidades variando localmente, nas quais são priorizadas as regiões onde se tem interesse em conhecer os efeitos do fenômeno estudado [28]. Conforme Trent [12], o número e o tipo dos elementos a serem usados em qualquer problema dado é uma questão de julgamento, experiência e tentativa e erro. Como exemplo, ele cita o caso em que foram estudados processos com relevante atrito na interface entre peça e ferramenta, nos quais foi determinante o uso de malhas bastante refinadas para que os resultados das simulações e os experimentais se aproximassem.

Assim que a malha é gerada, são inseridas as propriedades do material envolvido, as condições de contorno e as cargas pertinentes ao caso estudado. Em seguida, os cálculos são realizados e chega-se à fase de pós-processamento, na qual uma grande variedade de resultados, dependendo do software utilizado, pode ser extraída, tais como: deslocamentos, tensão equivalente, tensão de cisalhamento, dentre outros.

A abordagem de Klocke [28] para as fases de uma análise por MEF acima discutida ressalta principalmente a relação entre software e usuário, deixando de apresentar algumas subdivisões dos passos inerentes à análise. Sendo assim, pode ser complementada por uma abordagem dada por Trent [12], a qual está esquematizada na Figura 41.

Figura 41 – Visão geral de uma análise por MEF.



Fonte: adaptado de Trent [12].

3 MATERIAIS E MÉTODOS

Neste capítulo serão apresentados os equipamentos, materiais e metodologias utilizados. Inicialmente será descrita a bancada utilizada para a realização dos ensaios de brochamento, sendo que os dispositivos desenvolvidos para realização dos ensaios permitem a utilização de brochas reais para geração de dados. Em seguida é dada uma descrição dos sistemas de aquisição de forças, que têm como objetivo a coleta dos dados necessários para criação dos modelos de força. Servem também para validar as simulações realizadas. Na sequência são apresentadas as ferramentas utilizadas, os corpos-de-prova e a metodologia empregada para a realização dos ensaios. Por fim será apresentado o tratamento do sinal adquirido, necessário para o emprego nos modelos de força.

3.1 MÁQUINAS E EQUIPAMENTOS

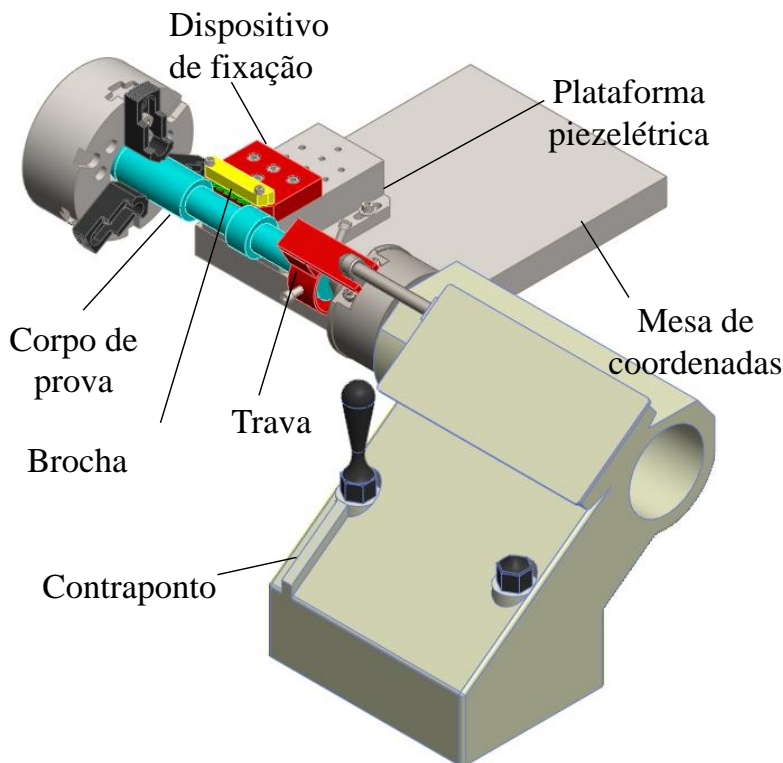
Para a obtenção dos dados utilizados para criação dos modelos, verificou-se a necessidade de se desenvolver uma bancada de ensaios que pudesse utilizar ferramentas de múltiplos gumes com dentes em alturas progressivas e escalonadas. Nos itens subsequentes será dada uma descrição desta bancada, bem como dos equipamentos necessários para seu funcionamento. Todos os equipamentos descritos neste capítulo estão localizados no Laboratório de Mecânica de Precisão (LMP) da UFSC.

3.1.1 Bancada de ensaios para o brochamento

Enquanto alguns pesquisadores como Öztürk [9] e Andrade [113] optaram por realizar ensaios indiretos de medição de força no brochamento (a partir da aferição da pressão do sistema hidráulico ou da potência do motor de acionamento), Gonçalves [27] identificou a necessidade de construção de uma bancada de ensaios de brochamento linear para a obtenção de dados quantitativos de força, e não apenas comparativos. Com base nisso, Monma *et al.* [114] desenvolveram uma bancada experimental para a realização de ensaios de força com ferramentas de dente único. Esta bancada de ensaios trata-se basicamente de uma adaptação construída sobre um torno CNC Cosmos 20U do fabricante ROMI e tem por finalidade simular o comportamento de uma brochadeira linear. A utilização desta bancada diferencia-se do uso tradicional de um torno CNC uma vez que realiza o corte no sentido longitudinal da peça, em um movimento linear, sem que a peça rotacione.

Monma [26] realizou ensaios com ferramentas de 1 gume e verificou em seu trabalho uma influência significativa do atrito nos flancos secundários. Deixou como sugestão para trabalhos futuros a investigação da influência da área do flanco secundário na F_c e assim efetuou-se uma modificação na bancada para que a mesma utilizasse uma brocha de 6 gumes ao invés de uma ferramenta de apenas 1 gume. A Figura 42 mostra a bancada desenvolvida para acomodar uma brocha de 6 gumes.

Figura 42 – Bancada de ensaios com brocha linear.

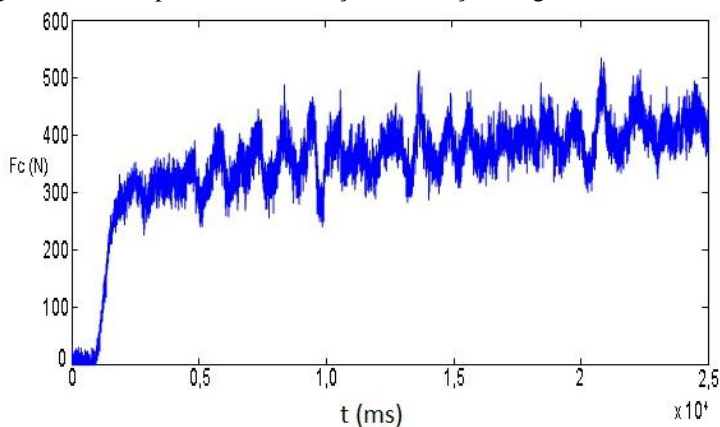


Fonte: Adaptado de Monma *et al.* [114].

A bancada apresentada na Figura 42 foi desenvolvida utilizando-se um torno CNC como base. A utilização do torno CNC para a realização dos ensaios resulta em algumas vantagens importantes, como por exemplo o controle do posicionamento e das velocidades de corte e avanço que se mostraram bastante adequadas para os ensaios propostos. Outra vantagem é a alta rigidez do equipamento. Destaca-se, ainda, como vantagem

principal, a possibilidade de realização de ensaios de corte ortogonal a baixas velocidades de corte, uma vez que se utiliza o movimento de avanço tradicional do torno para a realização do corte, sendo que a faixa de velocidade permitida é de 0,001m/min até 15m/min. Gonçalves [27], em sua pesquisa, realizou ensaios a velocidades consideradas muito elevadas para o brochamento devido à falta de equipamento adequado à realização de ensaios em baixas velocidades de corte. O torno CNC utilizado foi o mesmo empregado neste trabalho e as velocidades de corte utilizadas nos ensaios variaram de 35m/min até 60m/min. Estas velocidades foram utilizadas devido a uma limitação no eixo-árvore do torno utilizado. Em rotações baixas, o eixo-árvore disponibiliza um torque de valor pequeno, suficiente para usinar o corpo-de-prova, porém insuficiente para estabilizar a rotação e manter a uniformidade do processo, como mostra a Figura 43 de um sinal adquirido a baixa rotação (abaixo de 80 rotações por minuto).

Figura 43 – Exemplo de sinal de força com rotação irregular do eixo-árvore.



Fonte: o autor.

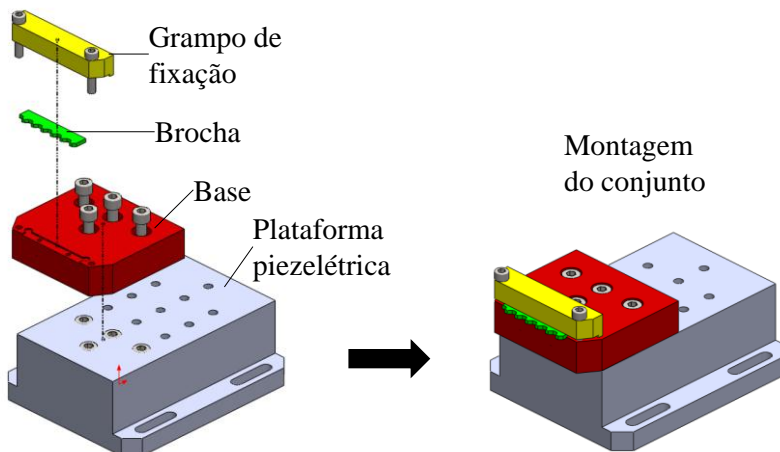
Conhecendo-se as limitações do torno CNC utilizado, portanto, foram feitas as adaptações necessárias para se utilizar o torno como uma brochadeira e, assim, realizar os ensaios em baixas velocidades de corte.

3.1.2 Dispositivo de fixação

Para a correta utilização da brocha linear no torno CNC, foi necessário desenvolver um dispositivo para manter a ferramenta alinhada e fixa

sobre a plataforma piezelétrica durante a usinagem. O dispositivo desenvolvido é mostrado na Figura 44. Este dispositivo foi projetado de maneira tal que permita o ajuste de posicionamento da brocha em relação ao seu alinhamento com o movimento de corte. Na parte inferior do assento da brocha foram inseridos dois parafusos que, caso necessário, podem ser ajustados para que o alinhamento possa ser corrigido.

Figura 44 – Dispositivo de fixação da brocha.

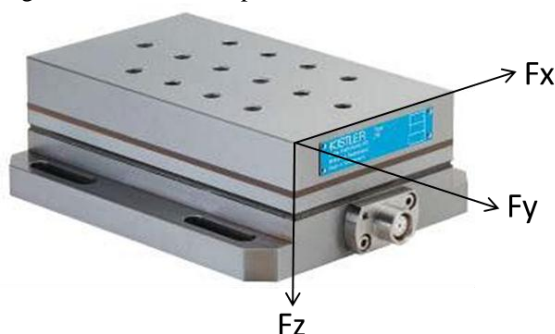


Fonte: o autor.

3.1.3 Medição de forças nos ensaios

Para a aquisição de sinais das forças atuantes sobre a ferramenta no torno CNC, foi utilizada uma plataforma piezelétrica, do fabricante Kistler, modelo 9257 B com faixas de medição de -5kN a 5kN, nos eixos X e Y e -5kN a 10kN no eixo Z, conforme Figura 45. Estes eixos foram posicionados paralelamente aos eixos da máquina-ferramenta, possibilitando a medição das componentes das forças geradas no processo de corte. Antes da execução dos ensaios o sistema de aquisição de sinais foi devidamente calibrado conforme manual do fabricante do sistema de aquisição.

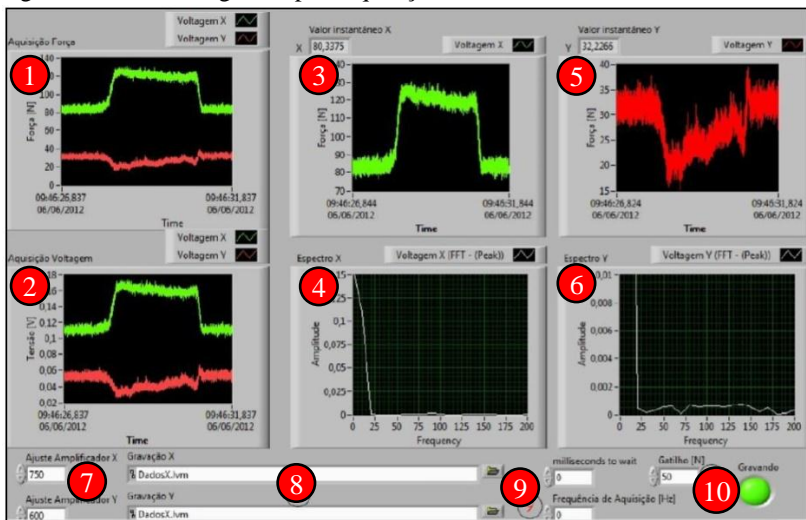
Figura 45 – Plataforma piezelétrica Kistler 9257B.



Fonte: adaptado de Kistler [115].

A variação da tensão mecânica fornecida aos cristais da plataforma piezelétrica resulta em carga elétrica nos terminais de modo proporcional. A carga gerada tem valores na ordem de picocoulomb [pC], que são sensíveis a ruídos e necessitam ser amplificados para que se faça a aquisição e o tratamento do sinal. Para tanto, optou-se por utilizar amplificadores para cada eixo solicitado (eixos x e y), da fabricante Kistler, modelo 5011 [116]. O sinal elétrico proveniente dos amplificadores é transformado digitalmente para o uso pelo computador com o emprego de uma placa de aquisição, da fabricante *National Instruments*®, modelo PCI 6013. Os dados obtidos experimentalmente são então manipulados por meio do software *Labview*®. A Figura 46 mostra a configuração do painel frontal no *Labview*® para aquisição e análise dos sinais adquiridos.

Figura 46 – Interface gráfica para aquisição dos sinais com *Labview®*.



Fonte: adaptado de Monma [26].

- Campo 1 – gráfico em tempo real dos sinais de força [N] originados na plataforma piezelétrica, amplificados e adquiridos pela placa de aquisição;
- Campo 2 – gráfico em tempo real de dados analógicos [V] da leitura de sinais amplificados originados pela plataforma piezelétrica e adquiridos pela placa de aquisição;
- Campo 3 – gráfico dos dados de força no eixo x (força de corte) gravados no computador em arquivo de texto a partir do momento que o gatilho do campo 10 é acionado. O tempo de aquisição dependeu do comprimento do corpo-de-prova em conjunto com a velocidade de corte empregada;
- Campo 4 – gráfico de espectro de frequência do canal x da placa de aquisição;
- Campo 5 – gráfico dos dados de força no eixo y (força de avanço) gravados no computador em arquivo de texto a partir do momento que o gatilho do campo 10 é acionado;
- Campo 6 – gráfico de espectro de frequência do canal y da placa de aquisição;
- Campo 7 – ajuste do amplificador. Valor equivalente a 1/10 do valor máximo de força [N] aplicada em cada eixo da plataforma, a fim de

utilizar toda a faixa mensurável da placa de aquisição, aumentando a resolução do sistema;

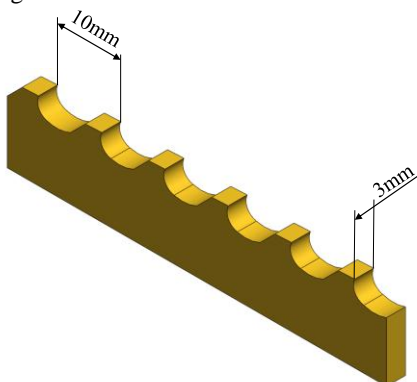
- Campo 8 – diretório do arquivo de texto dos dados adquiridos para cada eixo;
- Campo 9 – frequência de aquisição. Para a aquisição dos sinais dos ensaios realizados a frequência de aquisição foi ajustada em 1kHz;
- Campo 10 – gatilho para início e fim de gravação de dados, ajustado em 50N.

3.2 FERRAMENTAS DE CORTE

As ferramentas de corte projetadas para a realização dos ensaios se constituem basicamente de brochas lineares. Fabricadas em aço-rápido AISI M2, se dividem em dois grupos: as sem revestimento e as revestidas com nitreto de titânio. Optou-se pelo aço-rápido M2 por ser este um material amplamente utilizado na fabricação das brochas comerciais, o que torna os resultados dos ensaios mais próximos dos valores encontrados em operações de brochamento na indústria [1, 27]. Não foram realizados ensaios metalográficos nas ferramentas após a conclusão dos ensaios para verificação da microestrutura. Estas ferramentas serão ainda utilizadas em estudos futuros onde as mesmas terão avaliadas suas microgeometrias, por isso a necessidade de preservá-las.

Para as brochas lineares apresentadas nesta seção, vale informar que a espessura de usinagem (h) é igual à penetração de avanço (a_{sf}), e a largura de usinagem (b) é equivalente à largura do dente (b_d). O desenho desta brocha em uma vista isométrica pode ser visto na Figura 47.

Figura 47 – Brocha utilizada nos ensaios.



Fonte: o autor.

A composição química do aço-rápido M2 pode ser vista na Tabela 4.

Tabela 4 – Composição química do aço-rápido M2.

	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	V	W
Min.	0,86	0	0	0	0	3,8	4,7	1,7	5,9
Max.	0,94	0,45	0,4	0,03	0,03	4,5	5,2	2,1	6,7

Fonte: AISI

As características geométricas da ferramenta determinam, à exceção da velocidade de corte, os parâmetros de corte dos ensaios realizados. A Tabela 5 contém os valores teóricos adotados para definir a geometria da brocha linear propostas para a execução dos ensaios.

Tabela 5 – Características geométricas da brocha utilizada nos ensaios.

Parâmetro geométrico	Valor
Passo entre os dentes (p)	10mm
Número de dentes	6
Comprimento total	60mm
Penetração de avanço teórico (a_{st})	0,03mm
Ângulo de saída (γ)	20°
Ângulo de incidência (α)	5°
Altura do dente (h_d)	3mm
Largura do dente (b)	3mm

Fonte: o autor.

Foram fabricadas 6 brochas provenientes de dois fornecedores diferentes, denominados como fabricante A e fabricante B para fins de classificação das ferramentas, sendo 3 sem revestimento e 3 com revestimento de nitreto de titânio. A Tabela 6 apresenta a denominação utilizada para identificar as brochas neste trabalho.

Tabela 6 – Nomenclatura adotada para as ferramentas de corte.

Nomenclatura	Fabricante	Revestimento
A1	A	Sem Revestimento
A2	A	Sem Revestimento
A3	A	Com revestimento de TiN
A4	A	Com revestimento de TiN
B1	B	Sem Revestimento
B2	B	Com revestimento de TiN

Fonte: o autor.

O projeto destas brochas especificava a penetração de avanço teórica a_{sf} em 0,03mm com uma tolerância de $\pm 0,005$ mm. Pretendia-se com isso, obter a maior exatidão possível para as brochas. No entanto, conforme se verificou posteriormente, os fabricantes das brochas aparentemente não possuíam capacidade tecnológica para a fabricação destas ferramentas respeitando as tolerâncias especificadas, muito embora estas empresas alegassem possuir o conhecimento e a capacidade tecnológica para a fabricação das brochas. O procedimento adotado foi então o de medir a altura dos dentes com a brocha fixada no dispositivo de brochamento e ajustar a inclinação da ferramenta, alterando-se a penetração de avanço dos dentes, de modo que a espessura total de usinagem de uma passagem da ferramenta se aproximasse de 0,18mm. Este procedimento permitiu que cada brocha usinasse, em média, o mesmo volume de cavacos. Com este ajuste, o valor médio da espessura de cada gume resultou em 0,03mm.

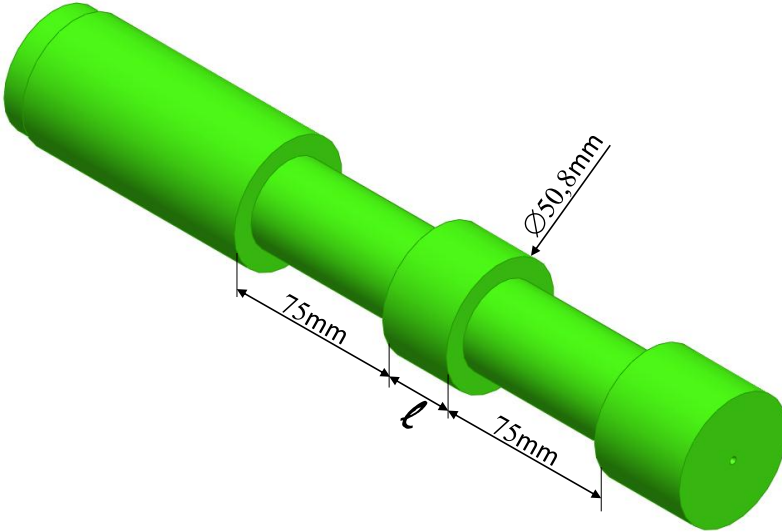
Após o ajuste da inclinação da ferramenta no dispositivo o ciclo de usinagem era iniciado. Ao final do ciclo, uma nova medição era realizada para confirmar se não houve deslocamento da ferramenta em decorrência dos esforços do processo. Para garantir a confiabilidade dos resultados das medições das alturas, foram coletados os cavacos individuais de cada ensaio de uma passagem da brocha (normalmente a 5ª ou 6ª passagem) e suas massas foram medidas. Deste modo pode-se estimar o h médio de cada gume. Os valores das alturas individuais podem ser vistos no Apêndice C. As brochas tiveram sua dureza aferida e o valor ficou entre 62 e 65 HRC.

3.3 CORPOS-DE-PROVA

Para a realização dos ensaios, foram definidos corpos-de-prova cilíndricos, apresentando os mesmos dois rebaixos, um para entrada e outro para a saída livre da brocha, e possuindo um ressalto em sua porção intermediária que corresponde ao material a ser usinado, cujo comprimento é designado pela letra l . A Figura 48 ilustra o modelo do corpo-de-prova em uma vista isométrica. Este ressalto possui um diâmetro de 50,8mm e comprimento variando em três valores: 9,5mm, 15mm e 30mm, conforme apresentado na Figura 49. Para a realização dos ensaios em um torno CNC o corpo-de-prova foi construído com uma das extremidades cilíndricas, para permitir a fixação na placa do torno, e um furo de centro na outra extremidade para a fixação com o contraponto. A restrição de movimento no sentido da rotação se deu através de uma trava mecânica. Foram utilizados dois materiais diferentes para a confecção dos corpos-de-prova, o

aço ABNT 1040 e o aço ABNT 1020, sendo estes dois materiais amplamente utilizados em operações de brochamento. A composição química e a metalografia dos materiais empregados podem ser vistos no Apêndice D.

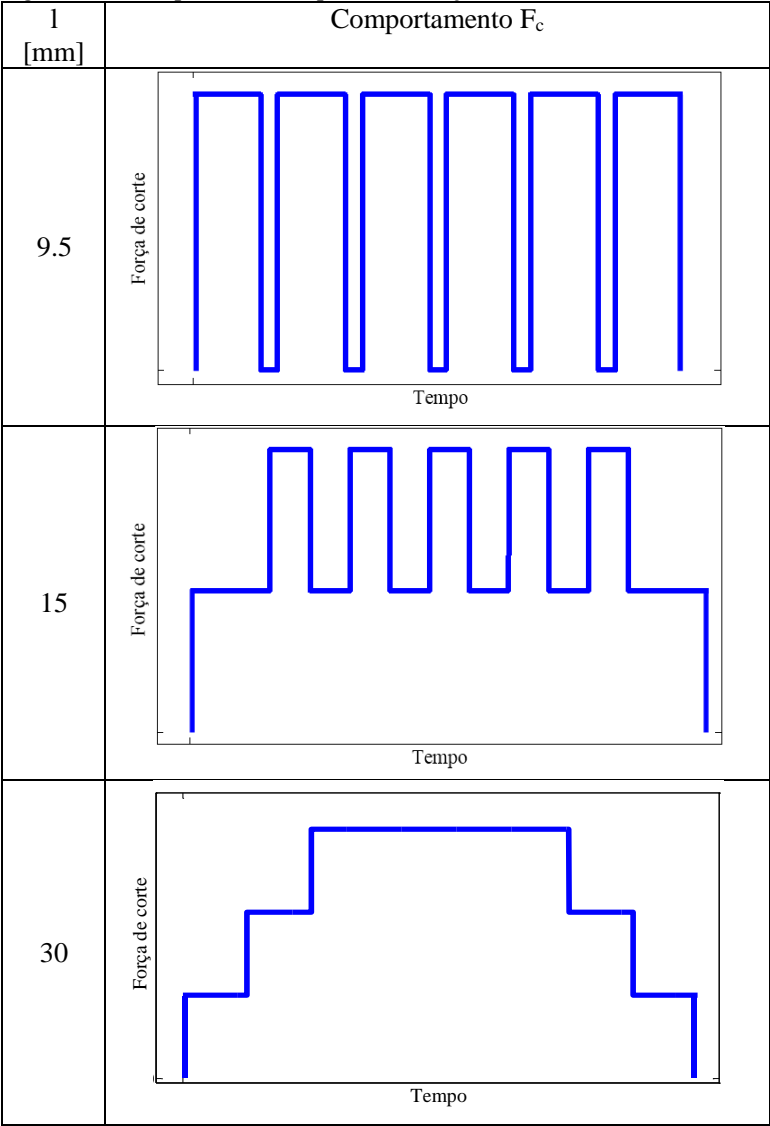
Figura 48 – Corpo-de-prova utilizado nos ensaios de brochamento.



Fonte: o autor.

Cada comprimento da região a ser usinada tem um efeito e um propósito diferente para a elaboração do modelo de força proposto. Como as ferramentas utilizadas nos ensaios possuem um passo de 10mm, os três corpos de prova foram projetados de maneira que diferentes configurações de dentes atuem. O comportamento esperado da força de corte para cada ensaio pode ser verificado na Figura 49. Com isto pretende-se investigar qual o comportamento da força de corte quando um dente age individualmente e verificar se dois ou três dentes agindo simultaneamente produzem um efeito diferente do que uma simples soma de dentes individuais.

Figura 49 – Comportamento esperado da força de corte.



Fonte: o autor.

3.4 PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

A Figura 50 apresenta esquematicamente a sequência de execução do experimento, ilustrando o percurso da ferramenta durante o ensaio.

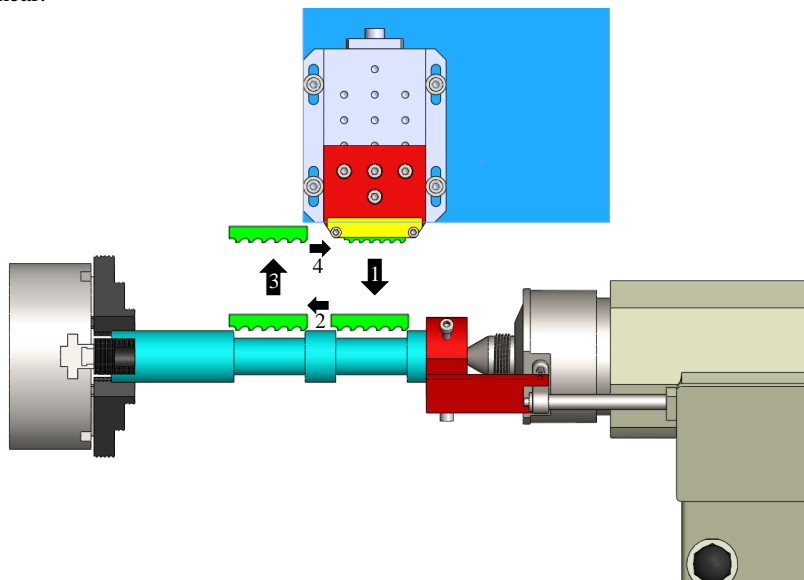
1) a ferramenta inicia o movimento de aproximação, posicionando-se no canal previamente usinado, na espessura de corte prevista para o ensaio (entre 0,03mm e 0,4mm);

2) a ferramenta usina o material em um movimento longitudinal, seguindo paralelamente à linha de centro do eixo do corpo-de-prova com uma v_c de 0,5m/min;

3) a ferramenta encerra o corte no canal previamente usinado, de forma a ter uma saída livre de material;

4) a ferramenta se afasta do corpo-de-prova e se posiciona no ponto 1 para reiniciar o ciclo.

Figura 50 – Desenho da montagem e passo-a-passo do ensaio com a brocha linear.



Fonte: o autor.

Os ensaios seguiram a ordem conforme apresentado no Apêndice E. Como teoricamente a espessura de usinagem para cada gume é de $h=0,03\text{mm}$, e tendo as brochas 6 gumes, a espessura total usinada em uma

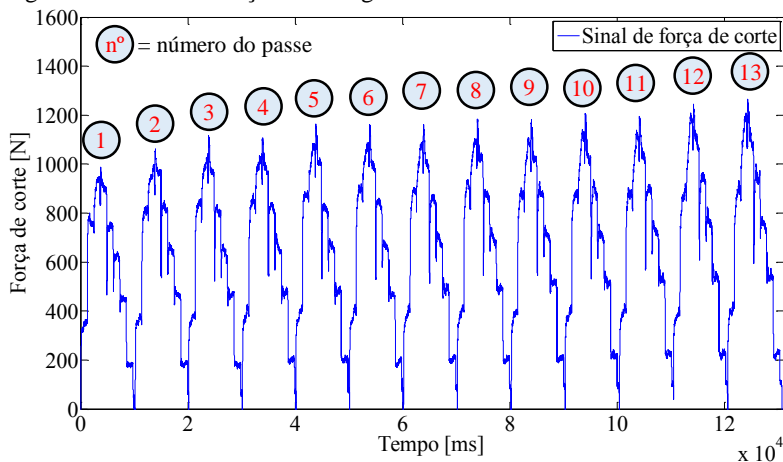
passagem da brocha é de 0,18mm. Definiu-se, por medida de segurança, que a penetração máxima da brocha no corpo-de-prova é de 2,5mm. Ultrapassando-se este valor corre-se o risco de colisões, portanto o número de passes da brocha pelo corpo de prova é de 13, totalizando uma espessura final de 2,34mm. Com exceção dos primeiros 7 ensaios, todos os demais foram repetidos duas vezes. Esta repetição teve duas finalidades distintas: 1º aumentar a confiabilidade estatística dos resultados e 2º verificar a semelhança das grandezas da F_c entre um ensaio e sua repetição, para confirmar se não houve influência do desgaste da brocha na F_c . Apesar de existir uma lista ordenada dos ensaios eles foram executados seguindo uma ordem aleatória.

Não foram utilizados meios lubrificarrefrigerantes neste trabalho em decorrência do número de variáveis envolvidas. Também não foi possível a realização de ensaios com o corpo de prova de aço ABNT 1020 com o comprimento de $l=30\text{mm}$.

3.5 TRATAMENTO DO SINAL

Cada configuração de ensaio, detalhado no Apêndice E, foi realizado em um ciclo único, ou seja, uma vez iniciada a movimentação do torno, são realizados os 13 passes e o sinal é adquirido em um único arquivo. No programa desenvolvido em *Labview*® para captura e gravação do sinal, existe um gatilho ajustado em 50N que inicia e interrompe o processo de gravação do sinal quando a força de corte atinge este valor mínimo, de modo que um sinal gravado com os 13 passes é arquivado na memória do computador. Este gatilho foi necessário para a aquisição do sinal para evitar que durante a movimentação da mesa do torno para posicionamento e, portanto, sem corte de material, não houvesse gravação de sinal. Um exemplo típico de um sinal destes é mostrado na Figura 51.

Figura 51 – Sinal de força de corte gravado de um ensaio.



Fonte: o autor

Uma vez gravado o sinal, é possível separar cada passagem da brocha e, desta maneira, conhecer individualmente a força de corte de cada gume em determinado passe relacionando a espessura de usinagem daquele gume à força de corte adquirida.

4 MODELAGEM E SIMULAÇÃO DA GEOMETRIA DA BROCHA HELICOIDAL E UTILIZAÇÃO DO MEF PARA PREVISÃO DE TENSÕES

Gonçalves [27], em 2009, propôs uma modelagem matemática da geometria de brochas helicoidais. Esta modelagem, quando comparada a um modelo obtido através de um software CAD, apresentou algumas diferenças nos valores obtidos em decorrência das simplificações adotadas. Seguindo algumas das sugestões para futuros trabalhos apresentadas por Gonçalves [27], no presente trabalho será apresentada uma nova modelagem da geometria da brocha helicoidal onde as simplificações adotadas serão minimizadas.

Este capítulo se divide em três partes principais. Na primeira parte serão apresentadas as equações que descrevem a geometria externa da brocha helicoidal com o objetivo de obter a posição e a largura de cada um dos gumes que compõe uma brocha helicoidal. Estes dados serão comparados com valores advindos de um modelo desenhado em CAD 3D com as mesmas características construtivas. Na segunda parte será apresentada a modelagem da geometria interna da brocha helicoidal, ou seja, dados referentes à seção transversal, mais especificamente a área e o momento polar de inércia. Estes dados também serão comparados com o modelo obtido com o CAD 3D. Por fim, na terceira parte, será exposta uma análise de tensões com o uso do método dos elementos finitos em duas regiões críticas da brocha helicoidal, para a qual foi utilizada a geometria gerada no CAD 3D e que serviu de comparação para o modelo matemático.

4.1 MODELAGEM E SIMULAÇÃO DA POSIÇÃO E TAMANHO DOS GUMES DA BROCHA HELICOIDAL

Para se conhecer as componentes da força de usinagem geradas pela formação do cavaco durante o brochamento, bem como as tensões atuantes decorrentes, é necessário conhecer a posição e o tamanho do gume de cada dente da brocha, já que a força de corte de cada gume atuante somada ao número de gumes em ação determina a força de tração e o momento torçor da ferramenta. Pode-se separar os valores de geometria da brocha em valores de entrada e valores de saída, sendo os de entrada os valores essenciais necessários à elaboração da brocha e os de saída, valores que são uma função dos valores de entrada. Os valores de posição e tamanho de cada gume não são dados de entrada para o projeto da brocha helicoidal estudada no presente trabalho, sendo que seus valores são

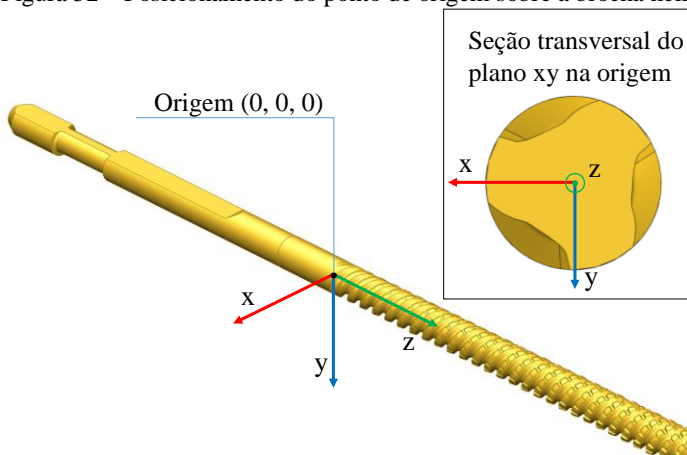
decorrência dos ângulos de hélice, tanto das estrias como dos canais, dos valores de largura da base e crista do primeiro dente, do comprimento da ferramenta e dos diâmetros inicial e final da brocha.

Para se obter os valores de tamanho e posição dos gumes em uma brocha física são necessários equipamentos que meçam pontos em coordenadas espaciais, como máquinas de medição por coordenadas (MMC), por exemplo. Estes equipamentos de alto custo operacional podem revelar com boa exatidão os valores de interesse, no entanto, estes valores não devem ser utilizados como fonte primária de comparação para os outros modelos, já que a brocha física provavelmente possui erros decorrentes do processo de fabricação. Deve-se considerar também que no projeto de uma nova brocha é impraticável economicamente produzir-se uma nova ferramenta sem programas de CAD [122]. Isto porque, diante da necessidade de se corrigir a geometria desta nova brocha, seriam necessárias medições em MMC para o reprojeto. Neste caso é muito mais viável economicamente utilizar-se de modelos computacionais que diante de alteração no projeto, fornecem quase que instantaneamente os novos valores de geometria [122]. Para se conhecer os valores de geometria de saída, como o tamanho e posição dos gumes, em um *software* CAD 3D, pode-se utilizar ferramentas do *software* que fornecem a distância espacial entre dois pontos. Na brocha analisada, esta ferramenta do programa CAD pode ser utilizada para verificar a distância entre os extremos de um gume ou a distância entre o centro de um gume e o ponto de origem da brocha. No entanto, esta tarefa de medição virtual requer um tempo considerável. No presente trabalho, para medir virtualmente a posição e o tamanho de uma fileira de gumes da brocha estudada, totalizando 43 gumes, é necessário, em média, um tempo de 20 min. Tendo este problema em vista, será apresentada uma modelagem matemática da geometria de uma brocha helicoidal, com o objetivo de se utilizar estes modelos em um *software* escrito para o Matlab® de modo a se obter as informações geométricas de saída automaticamente e utilizar estas informações geométricas nos modelos de força.

4.1.1 Modelo matemático da posição dos gumes da brocha

O modelo matemático da posição de cada dente da brocha parte da localização do ponto de origem, que serve de referência para a localização dos outros gumes. Ele está situado na linha de centro da brocha, no início da região onde estão localizados os dentes da brocha, mostrado na Figura 52.

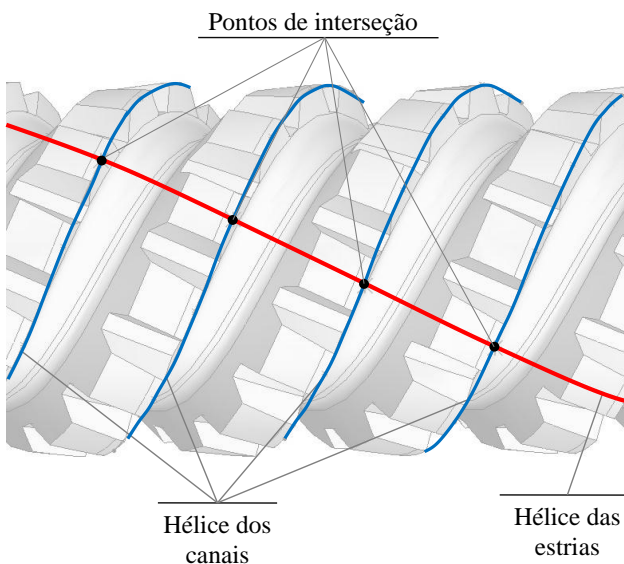
Figura 52 – Posicionamento do ponto de origem sobre a brocha helicoidal.



Fonte: adaptado de Gonçalves [27].

A posição do ponto central dos gumes da brocha pode ser obtida através da interseção entre a hélice das fileiras de dentes (hélice das estrias) e a hélice dos canais dos dentes, conforme a Figura 53.

Figura 53 – Localização dos pontos centrais dos gumes.



Fonte: adaptado de Gonçalves [27].

Para a modelagem da localização dos pontos centrais dos gumes e sua posterior implementação em um algoritmo deste modelo, optou-se por determinar a posição dos gumes através de coordenadas cartesianas no espaço, com o auxílio de equações parametrizadas. O primeiro passo foi determinar a variação do raio da brocha em função do eixo z , correspondente à linha de centro da brocha, como mostra a Figura 54. Para isto, inicia-se com a seguinte igualdade.

$$r(z) = \frac{D_o}{2} + \frac{z}{2 \cdot L} \cdot (D_f - D_o) \quad (25)$$

Onde:

r – valor do raio da brocha em um ponto sobre o eixo z ;

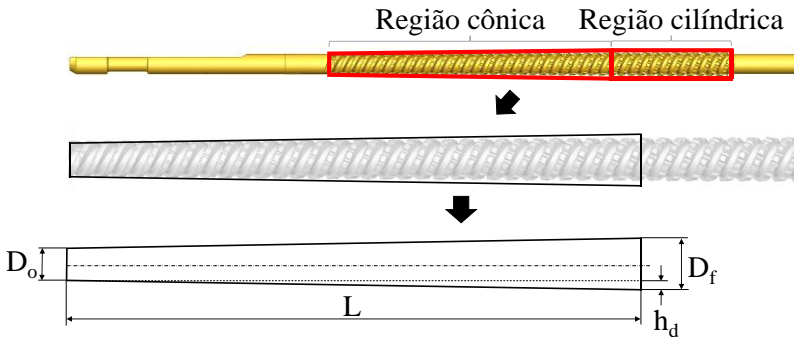
D_o – diâmetro inicial da brocha;

D_f – diâmetro final da brocha;

L – comprimento total da brocha;

z – eixo z .

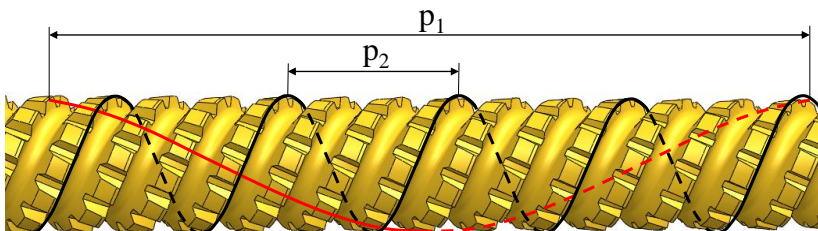
Figura 54 – Variação do raio da brocha em função do eixo z .



Fonte: o autor.

Conforme mostrado na Figura 55, a hélice dos canais e a hélice das estrias possuem um passo que é a distância linear no eixo z correspondente a uma volta da hélice. Este passo é constante e seu valor é conhecido, determinado pela peça a ser fabricada. Outra característica importante e particular na brocha estudada neste trabalho é que as hélices possuem um ângulo de 90° entre si. Isto é um fator relevante pois, uma vez que a direção da velocidade de corte corresponde exatamente à direção da hélice das estrias, e esta hélice possui 90° em relação à hélice dos canais, este se torna um caso de corte ortogonal.

Figura 55 – Passo das estrias e dos canais.



Fonte: adaptado de Gonçalves [27].

Sendo p_1 o passo das estrias, e sabendo-se que p_1 é a distância em z quando a hélice completa uma volta, pode-se escrever p_1 em função de um parâmetro qualquer (parâmetro t , no presente caso) da seguinte maneira:

$$\frac{p_1}{2 \cdot \pi} = \frac{z}{t} \quad (26)$$

$$z = \frac{p_1}{2 \cdot \pi} \cdot t \quad (27)$$

Substituindo-se (27) em (25):

$$r_1(t) = \frac{D_o}{2} + \frac{p_1}{4 \cdot \pi \cdot L} \cdot (D_f - D_o) \cdot t \quad (28)$$

Analogamente, para p_2 :

$$r_2(t) = \frac{D_o}{2} + \frac{p_2}{4 \cdot \pi \cdot L} \cdot (D_f - D_o) \cdot t \quad (29)$$

As equações parametrizadas que descrevem as hélices das estrias e dos canais dos dentes podem ser escritas da seguinte maneira:

Para as estrias:

$$s_1(t) = r_1(t) \cdot \cos(t + \theta_1) \cdot \hat{i} + r_1(t) \cdot \sin(t + \theta_1) \cdot \hat{j} + \frac{p_1}{2 \cdot \pi} \cdot t \cdot \hat{k} \quad (30)$$

E para os canais:

$$s_2(t) = r_2(t) \cdot \cos(-t + \theta_2) \cdot \hat{i} + r_2(t) \cdot \sin(-t + \theta_2) \cdot \hat{j} + \frac{p_2}{2 \cdot \pi} \cdot t \cdot \hat{k} \quad (31)$$

Onde:

θ_1 – ângulo inicial das estrias;

θ_2 – ângulo inicial dos canais.

Sabendo-se que:

$$t_1 = \frac{2 \cdot \pi \cdot z}{p_1} \quad (32)$$

Substituindo (32) no primeiro termo da equação (30):

$$x_1 = r_1(t_1) \cdot \cos\left(\frac{2 \cdot \pi \cdot z}{p_1} + \theta_1\right) \quad (33)$$

Analogamente para os canais:

$$x_2 = r_2(t_2) \cdot \cos\left(-\frac{2 \cdot \pi \cdot z}{p_2} + \theta_2\right) \quad (34)$$

Igualando-se x_1 e x_2 :

$$r_1(t_1) \cdot \cos\left(\frac{2 \cdot \pi \cdot z}{p_1} + \theta_1\right) = r_2(t_2) \cdot \cos\left(-\frac{2 \cdot \pi \cdot z}{p_2} + \theta_2\right) \quad (35)$$

Como $r_1(t_1) = r_2(t_2)$:

$$\cos\left(\frac{2 \cdot \pi \cdot z}{p_1} + \theta_1\right) = \cos\left(-\frac{2 \cdot \pi \cdot z}{p_2} + \theta_2\right) \quad (36)$$

Logo:

$$\frac{2 \cdot \pi \cdot z}{p_1} + \theta_1 = -\frac{2 \cdot \pi \cdot z}{p_2} + \theta_2 + 2 \cdot k \cdot \pi, k \in \mathbb{Z} \quad (37)$$

É importante diferenciar na equação (37) a letra Z em maiúsculo, que representa o conjunto dos números inteiros, da letra z em minúsculo, que representa o eixo z.

Isolando-se z:

$$z = \frac{p_1.p_2}{p_1 + p_2} \left(\frac{\theta_2}{2.\pi} - \frac{\theta_1}{2.\pi} + k \right) \quad (38)$$

Substituindo-se z em (32):

$$t = \frac{p_2}{p_1 + p_2} . (\theta_2 - \theta_1 + 2. k. \pi) \quad (39)$$

A partir da equação (39) pode-se conhecer o valor do parâmetro t necessário para os cálculos onde se determina a posição dos gumes. Para determinar θ_1 e θ_2 leva-se em conta a distribuição das hélices de forma simétrica. Sendo assim pode-se encontrar seus valores através das seguintes relações:

$$\theta_2 = \frac{n^* - 1}{n_c} . 2. \pi \quad (40)$$

, onde $n^* \in Z$ e $0 < n^* \leq n_c$

$$\theta_1 = \frac{n^+ - 1}{n_r} . 2. \pi \quad (41)$$

, onde $n^+ \in Z$ e $0 < n^+ \leq n_r$

Onde n^* e n^+ são números inteiros que representam uma determinada hélice, sendo que seus valores se encontram no intervalo mostrado anteriormente, n_c é o número de canais de dentes e n_r é o número de fileiras de dentes encontrados na brocha.

Para o caso deste modelo, é interessante encontrar as posições de cada gume ao longo de uma fileira de dentes, pois isto facilitará a determinação de outras propriedades geométricas da brocha como o passo entre os dentes e o avanço por dente. Para isto, substitui-se θ_2 de (40) em (39) e encontra-se:

$$t = \frac{p_2}{p_1 + p_2} . \left[-\theta_1 + 2. \pi \left(k^* + \frac{n^* - 1}{n_c} \right) \right] \quad (42)$$

Desenvolvendo apenas os termos dentro dos parênteses da equação (42), tem-se:

$$k^* + \frac{n^* - 1}{n_c} = \frac{k^* \cdot n_c}{n_c} + \frac{n^* - 1}{n_c} = \frac{k^* \cdot n_c + n^* - 1}{n_c} \quad (43)$$

Como todos os termos no numerador da equação (43) são inteiros, ele será, logicamente, um número inteiro e pode-se observar que ele assumirá qualquer valor no conjunto dos inteiros. Sendo assim, pode-se substituir todo o numerador por uma única variável inteira chamada k . Com isto encontra-se:

$$t = \frac{p_2}{p_1 + p_2} \cdot \left(-\theta_1 + \frac{2 \cdot k \cdot \pi}{n_c} \right) \quad (44)$$

Onde:

$$\frac{n_c \cdot \theta}{2 \cdot \pi} \leq k \leq \frac{n_c}{2 \cdot \pi} \cdot \left(2 \cdot \pi \cdot L \cdot \frac{p_1 + p_2}{p_1 \cdot p_2} + \theta \right) \quad (45)$$

Ou seja, os valores para k de interesse para este modelo são todos os valores inteiros dentro dos limites especificados.

Finalmente, para obter a posição do gume dos dentes utilizam-se as seguintes equações:

$$x = r(t) \cdot \cos(t + \theta) \quad (46)$$

$$y = r(t) \cdot \sin(t + \theta) \quad (47)$$

$$z = \frac{p_1}{2 \cdot \pi} \cdot t \quad (48)$$

Onde x , y e z representam as coordenadas cartesianas de um ponto no espaço e θ é o ângulo inicial da fileira de dentes a qual se quer determinar a posição do ponto. Os pontos de interesse para este modelo específico estão dentro do intervalo $0 \leq z \leq L$.

4.1.2 Modelo matemático da largura dos gumes da brocha

A largura do gume dos dentes é uma grandeza de fundamental importância e está diretamente relacionada com a área da seção de usinagem e, por consequência, à força de corte. No modelo estudado, a largura do gume pode ser relacionada com o diâmetro da brocha ou com sua posição ao longo do eixo z. São informações geométricas de entrada da brocha os valores da crista e da base dos dentes. Estes comprimentos são definidos pela peça a ser fabricada, sendo portanto dados de entrada independentes de outros valores. Neste caso, é feita uma regressão linear para definir-se a equação do comportamento da largura do dente em função do diâmetro da brocha.

As condições de contorno para a determinação das equações do sistema linear são:

Quando $d=D_0 \Rightarrow b=b_0$.

Quando $d=D_f \Rightarrow b=b_f$.

Onde:

d – diâmetro da brocha no ponto estudado.

b – largura do gume no diâmetro d .

D_0 – diâmetro inicial.

D_f – diâmetro final.

b_0 – largura do gume inicial.

b_f – largura do gume final.

Com estas condições encontra-se o sistema de equações:

$$\begin{cases} b_0 = A \cdot D_0 + B \\ b_f = A \cdot D_f + B \end{cases}$$

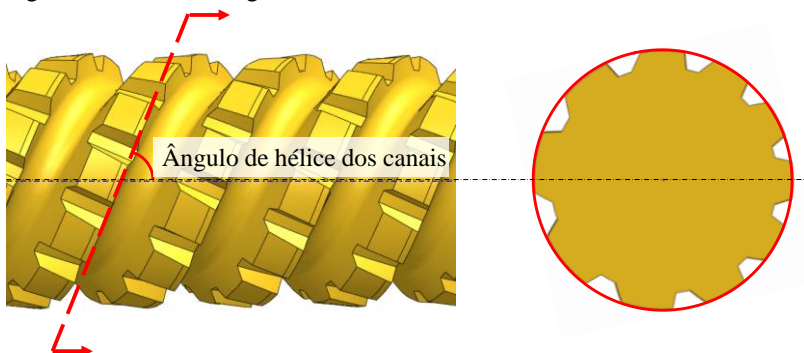
Aplicando uma regressão linear, encontra-se equação para b :

$$b = \frac{d - D_0}{D_f - D_0} \cdot (b_f - b_0) + b_0 \quad (49)$$

É importante ressaltar que a brocha é construída tendo como base um corpo sólido cônico e os gumes estão em uma posição inclinada em relação ao centro da brocha, como mostra a Figura 56. Neste caso, a crista dos dentes terá um perfil que pode ser descrito como sendo um segmento

de uma hélice cônica. Para simplificar o algoritmo foi feita uma aproximação do perfil a uma circunferência, como mostra a Figura 57.

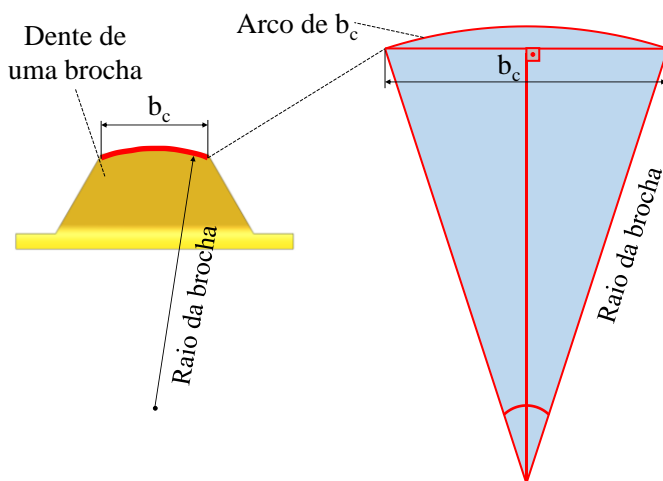
Figura 56 – Corte no ângulo de hélice dos canais.



Fonte: o autor.

O valor de entrada geométrica para construção do perfil do dente é proveniente da peça a ser fabricada, sendo este a distância entre os extremos do gume, valor conhecido como comprimento de corda de uma circunferência.

Figura 57 – Largura do gume e comprimento do arco do gume.



Fonte: o autor.

Como o objetivo de se diminuir a influência de erros sistemáticos na simulação será utilizado o valor do comprimento do arco do gume, que pode ser obtido multiplicando-se o valor do diâmetro da brocha no ponto estudado pelo ângulo formado pelos extremos do gume em relação ao eixo central da brocha. Como exemplo, no diâmetro de 16,10mm onde o valor do comprimento de corda do gume é de $b_c=3,7\text{mm}$, sendo este um dos dados de entrada da geometria da brocha, o valor do comprimento do arco e que será utilizado para o cálculo da força de corte é de $b=3,73\text{mm}$. Este valor de comprimento de arco também será utilizado na comparação com o modelo desenhado no CAD 3D.

4.1.3 Desenho em CAD 3D da brocha

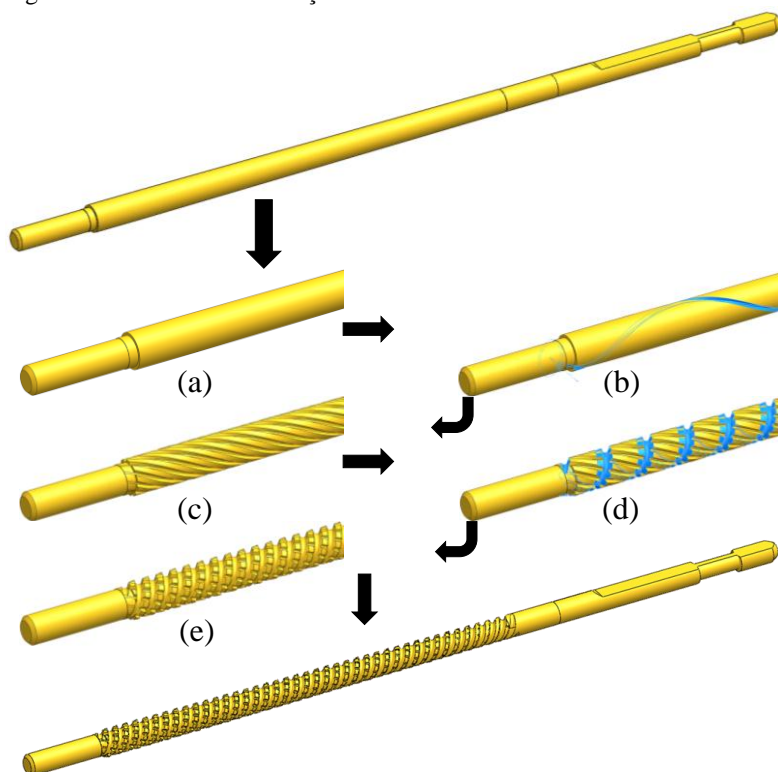
Apesar de os modelos desenhados no *software* CAD 3D também serem construídos com base matemática, não foi possível obter acesso às funções utilizadas pelo *software* para construção do desenho, o que seria ideal, pois seriam utilizadas estas funções diretamente no algoritmo implementado no Matlab®. Sem o acesso ao método utilizado pelo *software* não existe a possibilidade de se afirmar quais foram as funções, e nem se foram funções analíticas ou aproximações numéricas. Segundo Gardan [119] a escolha dos modelos matemáticos utilizados pelo programa CAD pode afetar a qualidade e precisão do desenho final, embora este efeito muitas vezes não seja percebido pelo usuário [119, 120].

Pode-se supor, em um primeiro momento, que o modelo mais correto e que teria de ser utilizada como modelo ideal, e que serviria de comparação para os outros métodos, seria a brocha física, real. No entanto o modelo físico contém imperfeições em decorrência do processo de fabricação. Sendo assim, será considerado neste trabalho, como o modelo a ser utilizado como referência para os outros modelos, o desenho em CAD 3D, pois é a partir dele que se obtém o programa empregado nos equipamentos utilizados para se construir a brocha, no caso, uma retificadora CNC. É importante ressaltar que apesar de o modelo CAD 3D ser considerado como o modelo a ser utilizado como referência, não pode-se afirmar que este modelo seja o mais próximo do ideal. Conforme afirmado anteriormente, não se tem acesso às funções utilizadas, e no caso de se utilizarem aproximações numéricas, os valores serão afetados pelo número de algarismos significativos utilizados pelo *software*, neste caso, soluções analíticas estariam mais próximas do ideal [119, 120]. Portanto, as comparações que serão mostradas neste trabalho entre os modelos CAD 3D e os modelos analíticos implementados no Matlab® são apenas para verificar se os valores estão próximos entre si e não para definir qual o

mais correto. Esta comparação é necessária, pois os modelos analíticos apresentados neste trabalho poderiam fornecer resultados muito diferentes dos apresentados pelo CAD 3D, de forma que esta comparação serve como modo de validar os modelos analíticos.

Os modelos computacionais obtidos por CAD 3D possuem vantagens significativas em relação aos modelos matemáticos analíticos quanto à visualização do produto durante seu projeto. Isto permite visualizar e corrigir eventuais falhas de projeto. Os modelos desenhados permitem ainda a obtenção de valores numéricos para ângulos e comprimentos da geometria da ferramenta. No entanto, esses valores são de difícil obtenção, pois exigem intervenções manuais sobre o desenho, o que pode demandar tempo e até ocasionar erros devido a problemas de posicionamento do cursor. Na Figura 58 são mostrados alguns dos passos necessários para a modelagem da brocha helicoidal em CAD 3D:

Figura 58 – Passos da construção de uma brocha helicoidal no CAD.



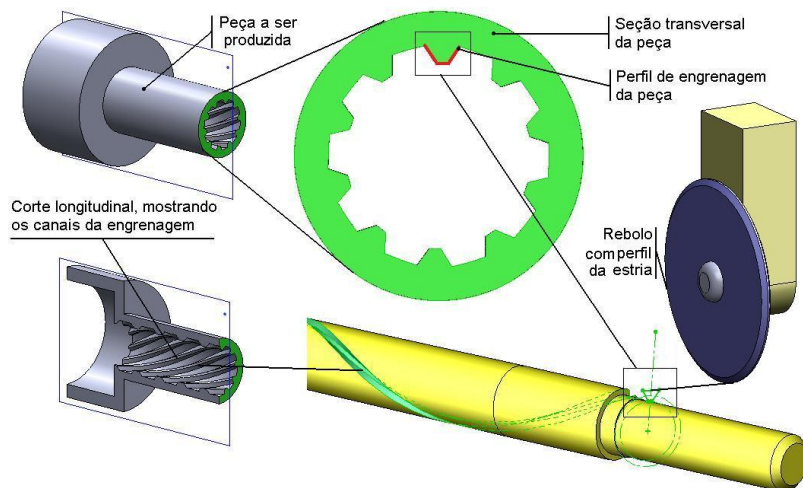
Fonte: adaptado de Gonçalves [27].

O desenho da brocha a ser fabricada é sempre baseado na peça a ser produzida, respeitando algumas características geométricas padronizadas, como por exemplo, comprimento máximo e mínimo da ferramenta, diâmetro da cabeça de tração e número de canais dos dentes. Assim, como mostra a Figura 58, a sequência utilizada para a construção geométrica da brocha seguiu os seguintes passos:

- a) É produzido o desenho do corpo da brocha, utilizando as informações geométricas padrões;
- b) É desenhado o perfil da estria, baseado no perfil geométrico do dente de engrenagem da seção transversal da peça a ser produzida;
- c) O canal da estria é copiado simetricamente ao longo do eixo da brocha, correspondendo ao número de estrias a serem fabricadas na peça.
- d) O perfil do dente é desenhado;
- e) O canal gerado pelo perfil do dente é então copiado simetricamente em torno da linha de centro da brocha.

Para a modelagem geométrica das estrias e sua fabricação, Figura 59 deve-se partir do desenho da peça e utilizar as informações de geometria do perfil para a construção da estria na brocha. Estas informações geométricas são utilizadas também para a produção da brocha na retificadora, dressando-se o rebolo com este perfil. Desta maneira, para a construção do desenho é utilizado o perfil do dente de engrenagem da peça. A partir deste desenho é utilizada, então, a ferramenta de remoção de material do *software*, e o perfil segue uma hélice em torno da linha de centro da brocha, removendo o material e produzindo um canal correspondente ao canal a ser usinado na peça.

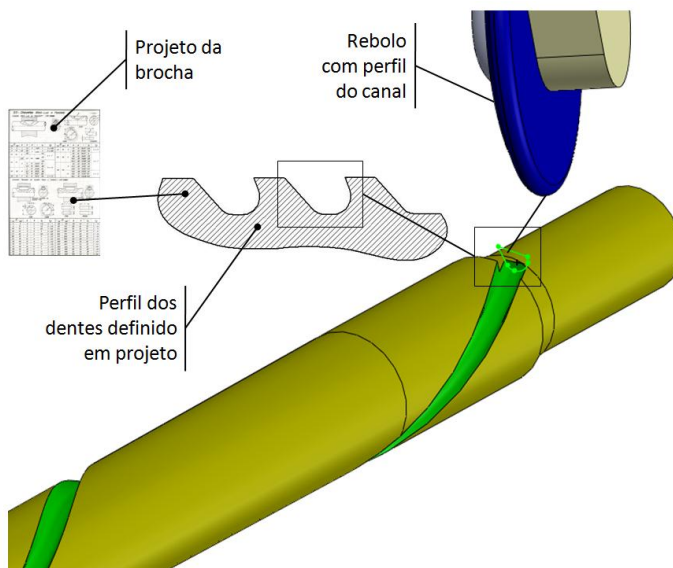
Figura 59 – Procedimento para construção da estria na brocha.



Fonte: adaptado de Gonçalves [27].

Para a produção dos canais dos dentes da brocha, o perfil do dente utilizado é padronizado, Figura 60, e sua construção segue o mesmo procedimento das estrias. O perfil é desenhado e a ferramenta de remoção de material é utilizada. Porém, neste caso, diferentemente das hélices utilizadas para a construção das estrias, o perfil segue uma hélice em sentido contrário e em um ângulo de 90° das hélices das estrias. O canal produzido é então copiado simetricamente em relação à linha de centro da brocha. No modelo estudado, o número de canais utilizado foi 3.

Figura 60 – Construção do perfil do canal da brocha.

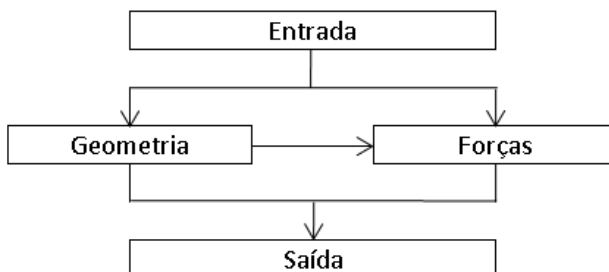


Fonte: adaptado de Gonçalves [27].

4.1.4 Simulação da largura e posição dos gumes e comparação entre o modelo matemático e o desenho

Para a simulação da geometria da ferramenta, os modelos matemáticos apresentados foram aplicados em um algoritmo, mostrado de forma esquemática na Figura 61. De modo simplificado, o algoritmo de simulação pode ser dividido em dois grupos, a simulação da geometria e a simulação das forças de usinagem.

Figura 61 – Fluxograma do algoritmo.



Fonte: o autor.

Como mostrado na Figura 61, o algoritmo utilizado para a simulação de forças é alimentado tanto pelas entradas iniciais como por algumas das saídas da geometria. Por isto a descrição da geometria deve ser realizada antes do início da simulação das forças. Os dados de entrada para a simulação da geometria são mostrados na Tabela 7. Estes valores foram obtidos com base na geometria de uma brocha helicoidal comumente utilizada no setor industrial.

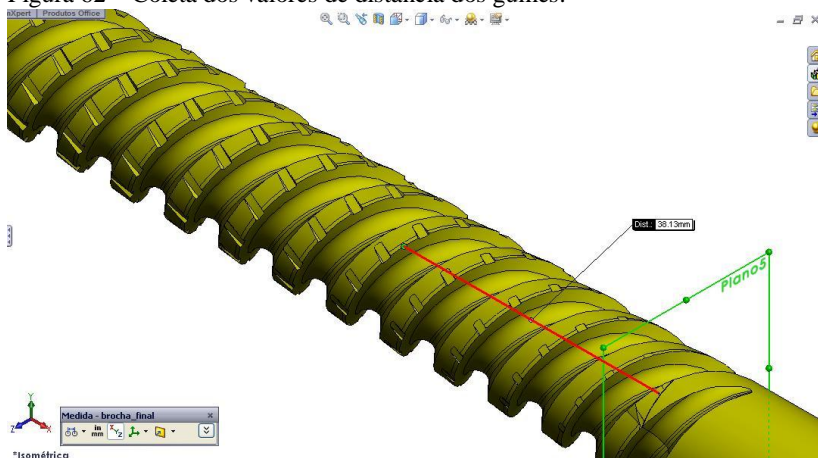
Tabela 7 – Parâmetros de entrada para a simulação da geometria.

Parâmetros de entrada	Valor
Comprimento da região de corte	15mm
Diâmetro inicial	16,10mm
Diâmetro final	19,30mm
Passo das ranhuras	117,27mm
Passo do canal dos dentes	24mm
Ângulo de hélice	27°
Número de ranhuras	10
Número de canais de dentes	3
Largura da base dos dentes	3,7mm
Largura da crista dos dentes	2,7mm
Altura do canal dos dentes	3mm

Fonte: o autor.

Após a simulação da geometria, os dados obtidos puderam ser comparados com o modelo desenhado no CAD 3D. A Figura 62 apresenta o método utilizado para obtenção dos valores da posição e do tamanho dos gumes, realizadas de forma manual no *software* utilizado para a modelagem 3D. Os pontos medidos no CAD 3D localizavam-se no centro de cada gume.

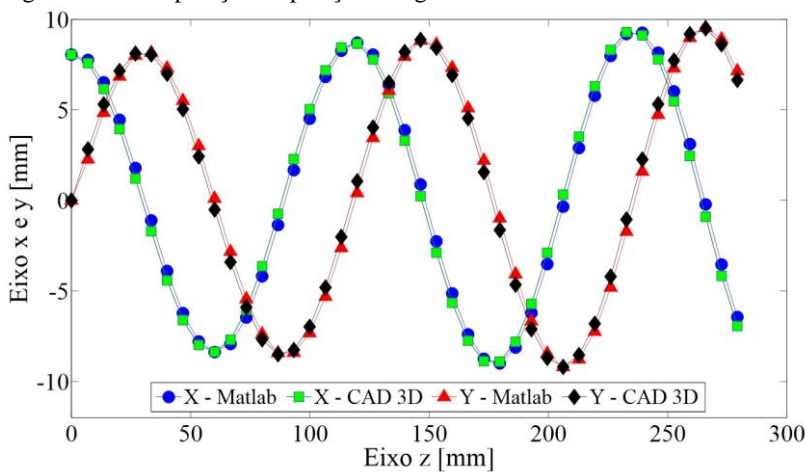
Figura 62 – Coleta dos valores de distância dos gumes.



Fonte: Gonçalves [27].

O resultado da simulação no Matlab® da posição dos gumes no espaço cartesiano em relação ao modelo desenhado no CAD 3D pode ser verificado na Figura 63.

Figura 63 – Comparação da posição dos gumes.



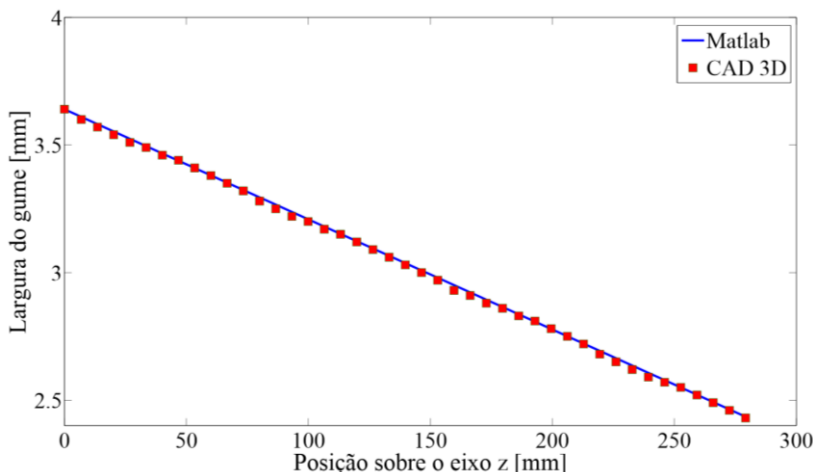
Fonte: o autor.

A diferença apresentada no valor das posições dos pontos obtidos pelo programa CAD e calculados ocorre devido a uma pequena defasagem entre os ângulos de hélice iniciais do modelo CAD e do Matlab®.

Os erros gerados pelo posicionamento defasado dos dentes não exerce influência significativa, tanto nos valores geométricos quanto nos modelos de força, pois o volume teórico de cavaco gerado é o mesmo.

A simulação da largura do gume utilizou as equações descritas no item 4.1.2. A comparação entre os resultados obtidos na simulação e no desenho pode ser vista na Figura 64 e seus valores numéricos podem ser encontrados no Apêndice F.

Figura 64 – Comparação da largura dos gumes.



Fonte: o autor.

As diferenças entre o tamanho do gume calculado e o desenhado não ultrapassam 0,01mm, ou seja, cerca de 0,4% de diferença entre o desenhado e o calculado. Este erro se deve principalmente aos seguintes fatores:

- Arredondamento dos valores obtidos no desenho pelo *software* de CAD;
- Erro devido à aproximação do tamanho do gume pela utilização de um segmento de circunferência ao invés de um segmento de hélice cônica;
- Erro devido à defasagem da posição dos pontos.

Esta diferença de 0,4% resultará em uma diferença nos modelos de força na mesma ordem de grandeza, já que segundo a equação de Kienzle, a variação da força de corte com a largura do gume é linear. Essa variação deve ser considerada desprezível, já que outros fatores terão uma influência muito maior sobre força de corte, como por exemplo, a variação devido à formação de cavaco, ruído no sinal adquirido, material usinado não-homogêneo, etc.

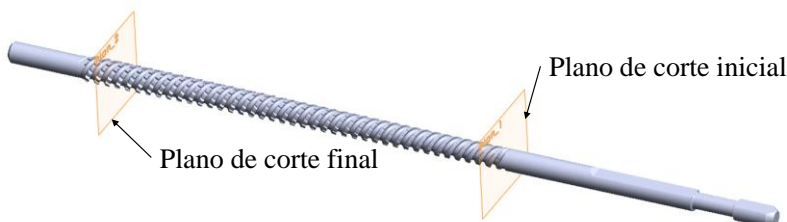
4.2 MODELAGEM E SIMULAÇÃO DA ÁREA DA SEÇÃO TRANSVERSAL E DO MOMENTO POLAR DE INÉRCIA

Como uma das principais características geométricas sob o ponto de vista de projeto, a área da seção transversal da brocha helicoidal bem como seu respectivo momento polar de inércia são essenciais para o conhecimento das tensões atuantes sobre a ferramenta. Com vistas à obtenção destes valores a partir de uma seção transversal, que é relativamente complexa, será apresentada uma metodologia com base nos dados geométricos utilizados para construir o perfil dos canais e das estrias. Estes dados são valores de entrada para construção da brocha, o que permitirá obter os valores da área da seção transversal e do momento polar de inércia.

4.2.1 Modelo da seção de usinagem e do momento polar de inércia

Para comparar a seção transversal obtida através do programa desenvolvido no Matlab® com o obtido pelo CAD 3D, foram feitos cortes ao longo da brocha desenhada através dos quais foi obtido o valor da área da seção, sendo que desta forma o perfil pode ser comparado com o perfil obtido através do Matlab®. Na Figura 65 são mostradas as regiões inicial e final onde foi realizada a comparação.

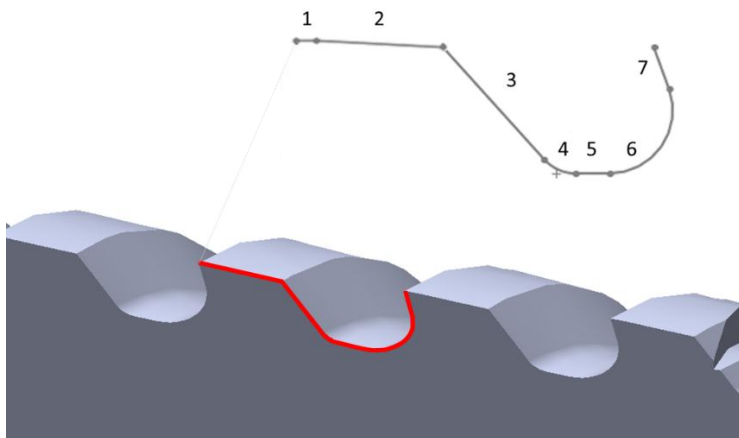
Figura 65 – Brocha com a posição onde foram feitos os cortes inicial e final para comparação.



Fonte: o autor.

Para ilustrar como foi modelado o perfil da seção transversal da brocha no Matlab é necessário primeiramente visualizar como este perfil é construído no programa CAD. Como visto na Figura 53 (p. 101), o corpo da brocha é construído pela interseção entre os canais e as estrias, onde os canais irão realizar o corte do material e as estrias formarão o perfil da peça. O perfil gerador do canal da brocha pode ser visto na Figura 66. Este perfil é formado por 5 segmentos de retas (região 1,2,3,5 e 7 da Figura 66) e 2 semicircunferências (região 4 e 6 da Figura 66). No presente caso, a brocha possui 3 canais de dentes e 10 canais de estrias.

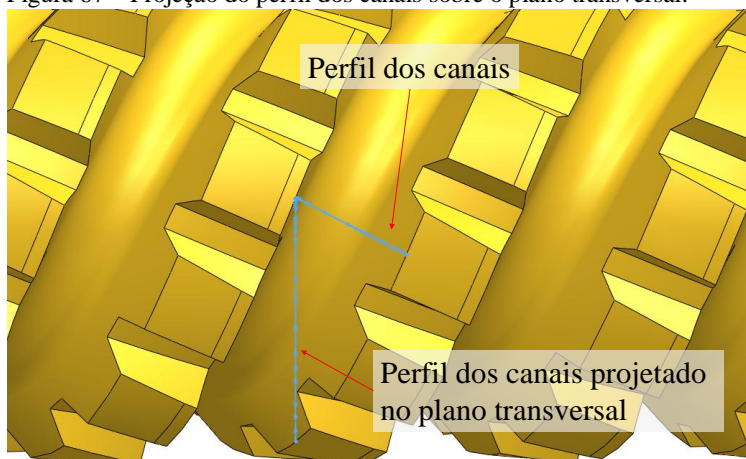
Figura 66 – Perfil dos canais.



Fonte: o autor.

Em relação ao perfil dos canais mostrado na Figura 66, são dados de entrada no projeto da brocha as coordenadas das extremidades (pontos) de cada segmento de reta e semicircunferência do perfil no plano cartesiano e, sendo assim, é possível se obter a equação de cada reta e semicircunferência. Este perfil irá se projetar no plano transversal da brocha ao longo de uma superfície cilíndrica, como mostra a Figura 67. De posse das equações do perfil dos canais, é necessário uma transformação para o sistema de coordenadas polares.

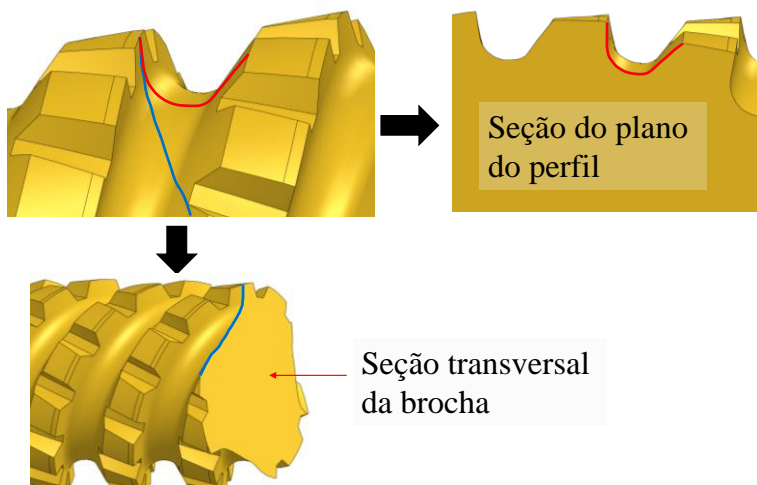
Figura 67 – Projeção do perfil dos canais sobre o plano transversal.



Fonte: o autor.

Como pode ser visto na Figura 68, o perfil dos canais se projeta no plano transversal da brocha. Para conhecer os pontos no plano da seção transversal é necessária uma conversão para coordenadas polares.

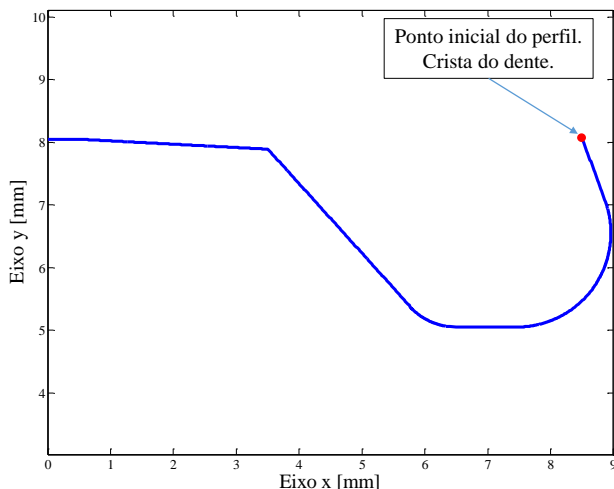
Figura 68 – Cortes paralelos ao perfil dos canais e ao perfil projetado.



Fonte: o autor.

O perfil obtido no Matlab® em coordenadas cartesianas pode ser visualizado na Figura 69. Este perfil foi obtido com base nos pontos das extremidades dos segmentos de reta e semicircunferências que são dados de entrada para a construção geométrica da brocha.

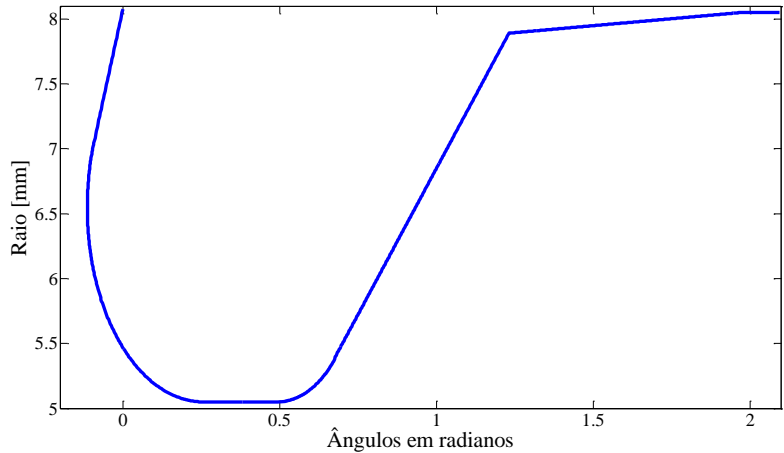
Figura 69 – Perfil dos canais em coordenadas cartesianas.



Fonte: o autor.

Como primeiro passo para a transformação geométrica do perfil, é necessário converter as coordenadas cartesianas em coordenadas polares. Sabe-se que para a brocha em estudo existem três canais de dentes, portanto o perfil completo será formado por três perfis encadeados e iguais ao apresentado na Figura 69. Como os três perfis deverão ser distribuídos em uma circunferência, cada perfil ocupará 120° ou 2,09 radianos. Esta transformação pode ser vista na Figura 70, onde o eixo x representa o ângulo em radianos e o eixo y o raio em mm. Para facilitar a obtenção do perfil completo da seção transversal, é necessário iniciar a construção da geometria pela crista do dente, ponto este mostrado na Figura 69.

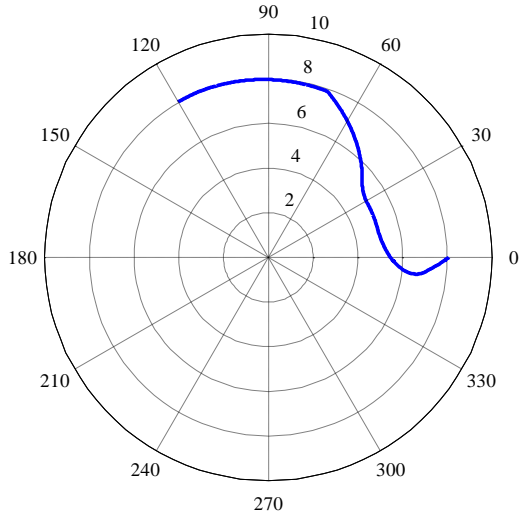
Figura 70 – Perfil dos canais no plano cartesiano.



Fonte: o autor.

Em seguida, o perfil pode ser graficamente representado em um sistema de coordenadas polares conforme mostra a Figura 71.

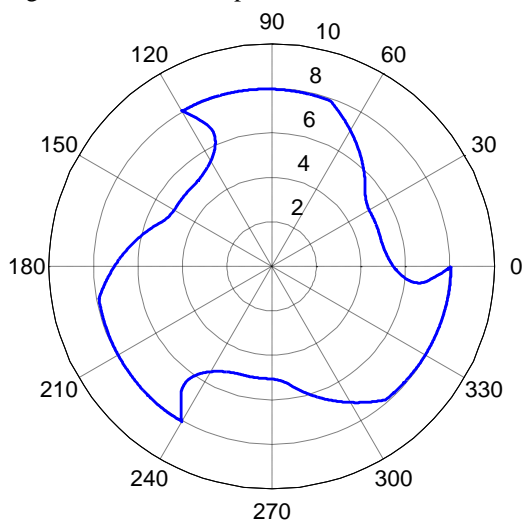
Figura 71 – Perfil do canal em coordenadas polares.



Fonte: o autor.

Este perfil pode então ser replicado conforme o número de canais da brocha e o resultado final pode ser visto na Figura 72.

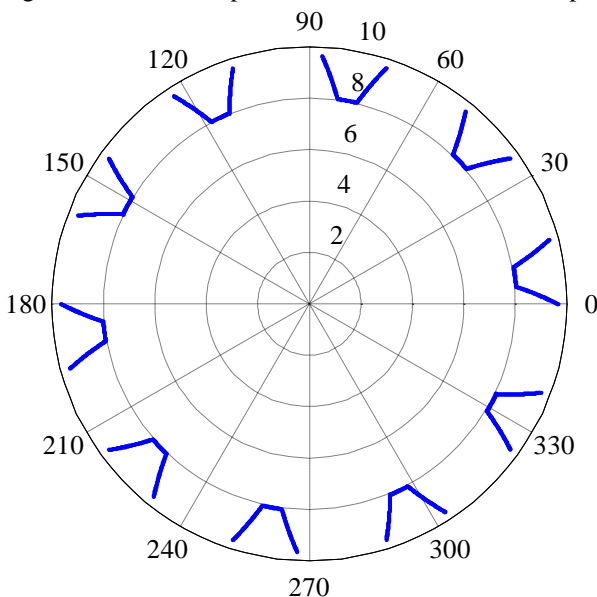
Figura 72 – Perfil completo dos canais.



Fonte: o autor.

O procedimento para traçar o perfil das estrias é semelhante ao utilizado nos canais. Deve-se obter as equações da reta através dos pontos de entrada geométricos, e em seguida deve-se fazer uma transformação polar. O resultado do perfil das estrias pode ser verificado na Figura 73.

Figura 73 – Perfil completo das estrias em coordenadas polares.



Fonte: o autor.

Por fim, para a obtenção do perfil final, basta sobrepor o perfil dos canais com o perfil das estrias e identificar e eliminar os pontos que estão fora da área da seção transversal.

Conhecendo-se os pontos que formam o perfil da seção transversal é possível aplicar alguma metodologia para cálculo da área. No caso foi utilizada a função **trapz** do Matlab®. Esta função calcula a integral aproximada de uma sequência de pontos via método trapezoidal [117].

Para o modelo do momento polar de inércia, foi necessário o desenvolvimento de uma metodologia diferente, pois não havia uma função nativa no Matlab® para obter o seu valor, como foi o caso da área onde foi utilizada a função **trapz**.

Para obtenção do momento polar de inércia deve-se utilizar a equação (50).

$$J = \int_A r^2 dA = I_x + I_y = \int_A y^2 dA + \int_A x^2 dA \quad (50)$$

Onde:

J – momento polar de inércia.

r – raio do perfil.

I_x – momento de inércia em relação ao eixo x.

I_y – momento de inércia em relação ao eixo y.

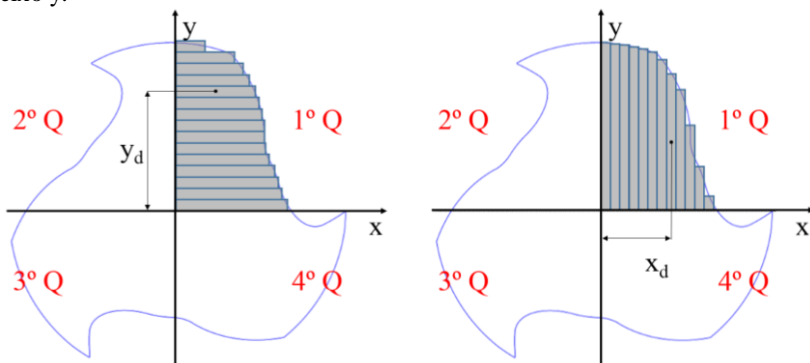
dA – porção infinitesimal de área.

Para uma estimativa numérica dos valores dos momentos de inércia em relação aos eixos x e y, denominados I_x e I_y , pode-se fazer uma aproximação da área utilizando-se retângulos, como mostra a Figura 74. Assim, a equação (50) pode ser reescrita, como mostra a equação (51).

$$J = I_x + I_y = \sum_{i=1}^n y_i^2 \cdot A_i + \sum_{i=1}^n x_i^2 \cdot A_i \quad (51)$$

Onde n é o número total de retângulos.

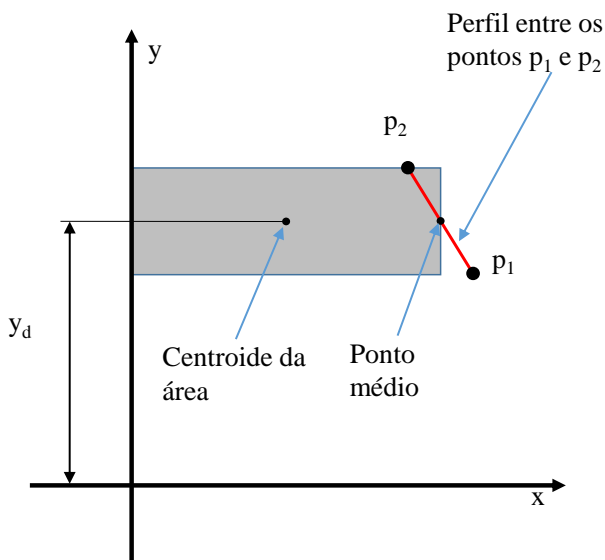
Figura 74 – Momento de inércia: (a) em relação ao eixo x e (b) em relação ao eixo y.



Fonte: o autor.

Apesar de o perfil da seção transversal aparentar ser uma função contínua, ele é, na verdade, discreto. Mesmo que fosse uma função contínua, sua representação no Matlab® requereria que valores discretos fossem atribuídos a esta função para ser possível a construção do gráfico. Deste modo, a altura de cada retângulo para o cálculo do momento polar de inércia é a distância entre um ponto p_1 e seu subsequente p_2 em relação ao eixo em que se está calculando o momento de inércia, como está ilustrado na Figura 75.

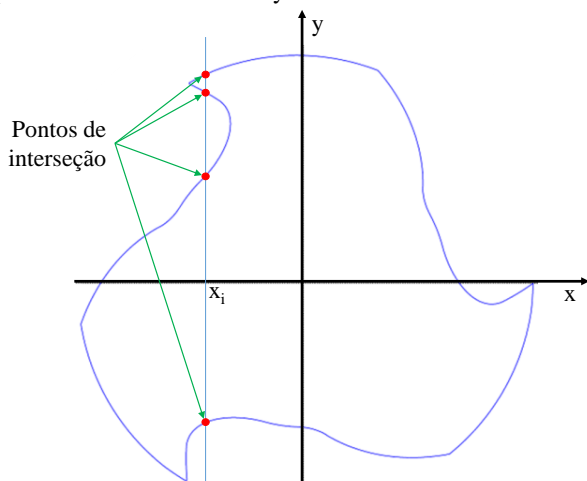
Figura 75 – Discretização do perfil.



Fonte: o autor.

Devido às características construtivas paramétricas do perfil, existirão regiões onde vai haver mais de um valor na coordenada y para cada valor em x e vice versa, como mostra a Figura 76 onde foi traçada uma reta vertical no ponto x_i e são mostrados 4 pontos de interseção com o eixo y .

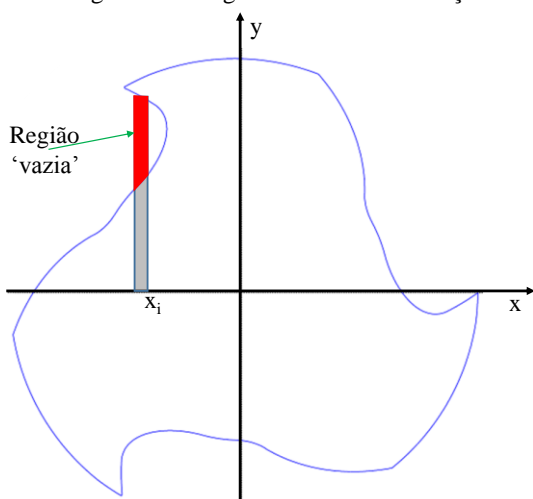
Figura 76 – Interseção entre uma linha vertical em um dado ponto x_i e as correspondentes coordenadas em y .



Fonte: o autor.

Este fato deve ser levado em consideração no cálculo dos momentos de inércia, pois haveriam regiões fora dos limites da área da seção transversal sendo consideradas, como mostra a Figura 77.

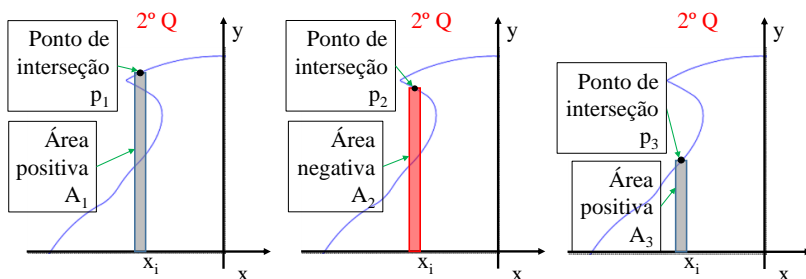
Figura 77 – Região do retângulo fora da área da seção transversal.



Fonte: o autor.

Para ilustrar como se efetuou o cálculo da área a ser considerada no momento polar, foi feita uma sobreposição de áreas nos pontos onde havia mais de uma interseção, como é o caso do ponto x_i da Figura 76. Para isso, primeiramente o perfil foi separado em quadrantes, como mostra a Figura 74, e o cálculo foi feito em cada quadrante separadamente. Como exemplo, a Figura 78 mostra a sobreposição de áreas no ponto x_i no segundo quadrante, com 3 interseções. É importante ressaltar que não existem áreas negativas. O que ocorre na verdade é a subtração do valor de uma área, que, por ser uma área é positiva, pelo valor de outra área. Foi utilizado o termo “negativa” para melhor ilustrar a sobreposição das áreas.

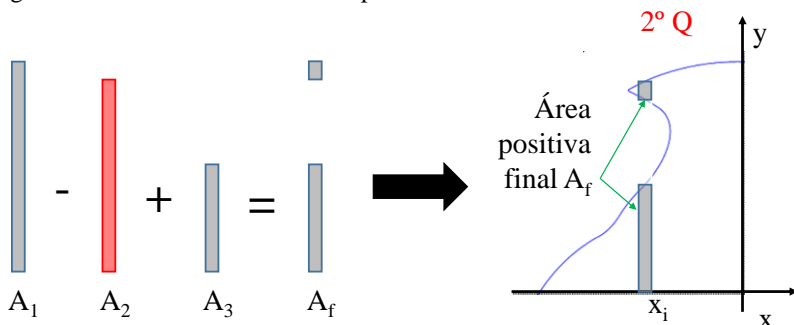
Figura 78 – Sobreposição de áreas no ponto x_i .



Fonte: o autor.

O resultado da sobreposição das áreas no ponto x_i no segundo quadrante pode ser visto na Figura 79.

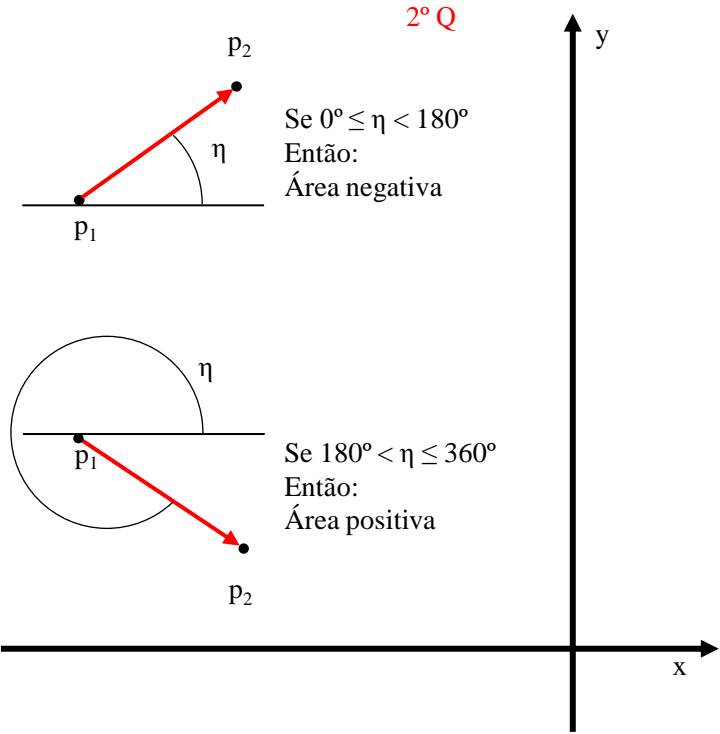
Figura 79 – Cálculo da área final no ponto x_i .



Fonte: o autor.

Para determinar se uma área A_i deve ser somada ou subtraída é necessária uma análise da direção do vetor entre os pontos p_1 e p_2 que determinam a área em questão. A direção do vetor deve ser observada em relação a alguma referência, de modo que no presente caso foi utilizado o eixo x, embora pudesse ser o eixo y ou outra referência qualquer. Como exemplo a Figura 80 mostra a determinação do sinal da área no 2º quadrante em relação a I_x .

Figura 80 – Determinação do sinal da área no 2º quadrante.



Fonte: o autor.

Para cada quadrante a determinação do sinal em função das direções dos vetores será diferente. Na Tabela 8 pode-se verificar as determinações do sinal para cada quadrante e eixo do momento de inércia.

Tabela 8 – Sinal da área em função do ângulo do vetor.

Quadrante	Momento	Eixo referência	Positivo quando	Negativo quando
1° Q	I_x	x	$0^\circ < \eta \leq 180^\circ$	$180^\circ < \eta \leq 360^\circ$
2° Q	I_x	x	$180^\circ < \eta \leq 360^\circ$	$0^\circ < \eta \leq 180^\circ$
3° Q	I_x	x	$180^\circ < \eta \leq 360^\circ$	$0^\circ < \eta \leq 180^\circ$
4° Q	I_x	x	$0^\circ < \eta \leq 180^\circ$	$180^\circ < \eta \leq 360^\circ$
1° Q	I_y	x	$90^\circ < \eta \leq 270^\circ$	$90^\circ \geq \eta$ ou $\eta > 270^\circ$
2° Q	I_y	x	$90^\circ < \eta \leq 270^\circ$	$90^\circ \geq \eta$ ou $\eta > 270^\circ$
3° Q	I_y	x	$90^\circ \geq \eta$ ou $\eta > 270^\circ$	$90^\circ < \eta \leq 270^\circ$
4° Q	I_y	x	$90^\circ \geq \eta$ ou $\eta > 270^\circ$	$90^\circ < \eta \leq 270^\circ$

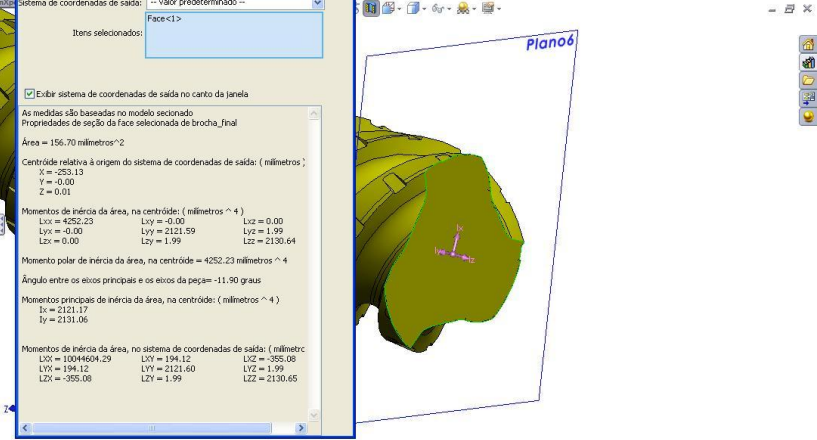
Fonte: o autor.

De posse da área de cada retângulo é possível conhecer o momento de inércia em relação aos eixos x e y multiplicando-se o valor da área do retângulo pelo quadrado da distância entre o centroide da área e o eixo, como determina a equação (51). Por fim, é feito um somatório entre todos os momentos de inércia obtidos nos eixos x e y e o resultado final se aproxima ao valor teórico do momento polar de inércia. A exatidão do resultado será determinada pelo número de pontos utilizados para construir o perfil, ou seja, quanto maior o número de pontos, menores serão os retângulos e, portanto, mais próximo do valor teórico esta aproximação numérica resultará.

4.2.2 Simulação e comparação entre o modelo matemático e o desenhado da área da seção transversal e momento polar de inércia

Da mesma maneira que para a posição e o tamanho dos gumes, a área da seção transversal também pode ser simulada e comparada com o modelo desenhado em CAD 3D. O software utilizado para o desenho em CAD 3D permite a realização de cortes sobre o desenho da brocha e obtenção das características da seção transversal, Figura 81. Deste modo uma comparação numérica pode ser realizada.

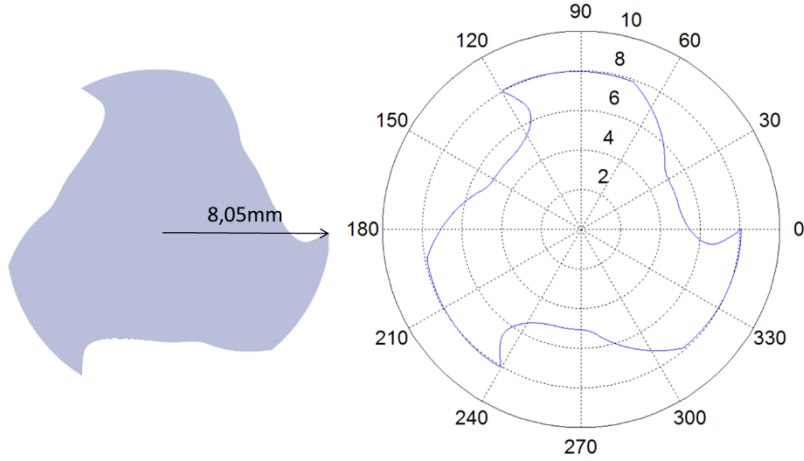
Figura 81 – Coleta de dados no CAD 3D para propriedades da seção transversal.



Fonte: Gonçalves [27].

Na Figura 82a, pode-se observar a seção transversal da brocha obtida pelo CAD 3D no ponto p(0,0,0), referente ao plano 1. O diâmetro é de 16,10mm e as estrias que irão formar o perfil da peça usinada estão na fase inicial de formação, e por isso, ainda não aparecem na imagem. A Figura 82b mostra o perfil da seção transversal obtida pelo Matlab®.

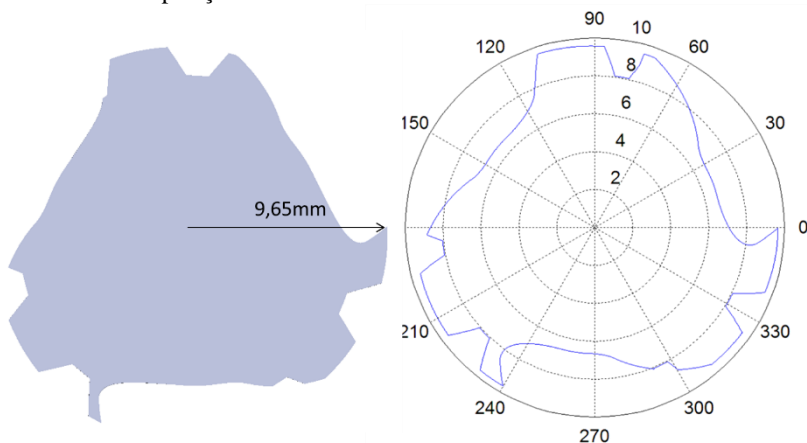
Figura 82 – (a) seção transversal da brocha no plano 1; (b) perfil obtido no Matlab® na mesma posição da brocha.



Fonte: o autor.

A Figura 83a mostra a seção transversal da brocha no ponto $p(0,0,280)$ da brocha. Nesta região, o diâmetro é de 19,30mm e as estrias que irão formar o perfil da peça usinada estão completas. Na Figura 83b está o perfil gerado no Matlab[®] sobre o plano 2.

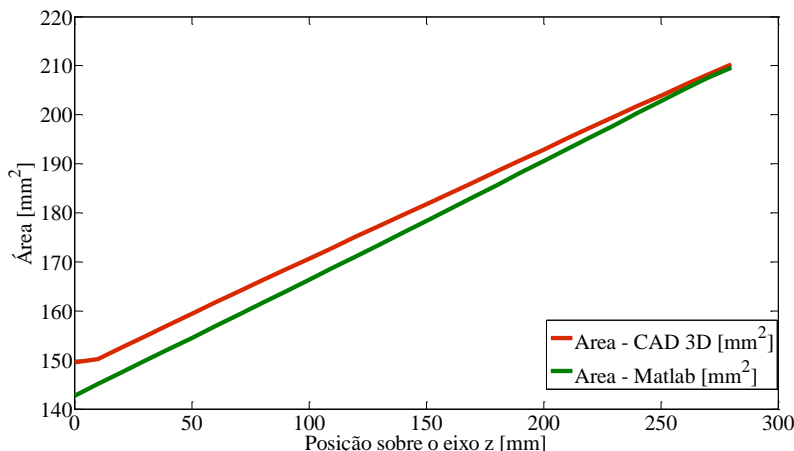
Figura 83 – (a) seção transversal da brocha no plano 2; (b) perfil obtido no Matlab[®] na mesma posição da brocha.



Fonte: o autor.

A Figura 84 apresenta os resultados da área da seção transversal obtidos pela simulação e pelo software de CAD. Foram realizadas 29 medições virtuais ao longo da ferramenta. Os valores numéricos podem ser visualizados no Apêndice G.

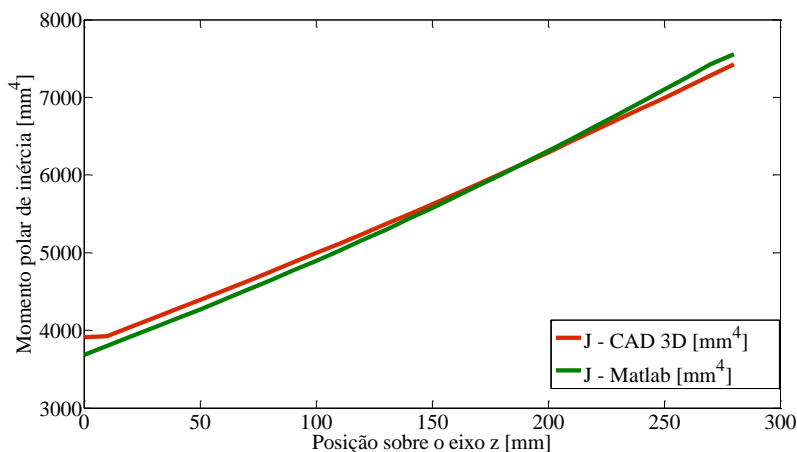
Figura 84 – Comparação entre os valores da área da seção transversal da brocha.



Fonte: o autor.

As diferenças ficaram entre aproximadamente 5% (no primeiro ponto) e aproximadamente 0% (no último ponto). Isso pode ser explicado por diferenças no ângulo inicial das estrias e sua distribuição ao longo da ferramenta. Outro fator que influencia no valor obtido pelo Matlab® é o número de pontos utilizado para a construção do perfil, pois quanto maior o número de pontos, mais próximo do perfil ideal, e como consequência, mais próxima será a aproximação numérica utilizada para calcular a área. O mesmo raciocínio vale para a obtenção dos valores para o momento polar de inércia. Os resultados da comparação entre o momento polar de inércia obtido pelo Matlab® e através do CAD podem ser visualizados na Figura 85 e conforme pode ser observado nesta figura, a máxima diferença ocorreu na posição inicial da comparação em um valor próximo a 6%. Os valores numéricos podem ser vistos no Apêndice G.

Figura 85 – Comparação entre os momentos polares de inércia.



Fonte: o autor.

4.3 ANÁLISE DAS TENSÕES SOBRE A BROCHA COM MEF

A realização de uma simulação numérica requer um procedimento prévio de análise. Nessa fase, deve-se pensar o problema, levantando os aspectos relevantes que se pretende obter com tal ferramenta de engenharia. Em muitos casos, dependendo do que se quer obter, simplificações podem ser aplicadas de modo a reduzir a extensão da simulação [118].

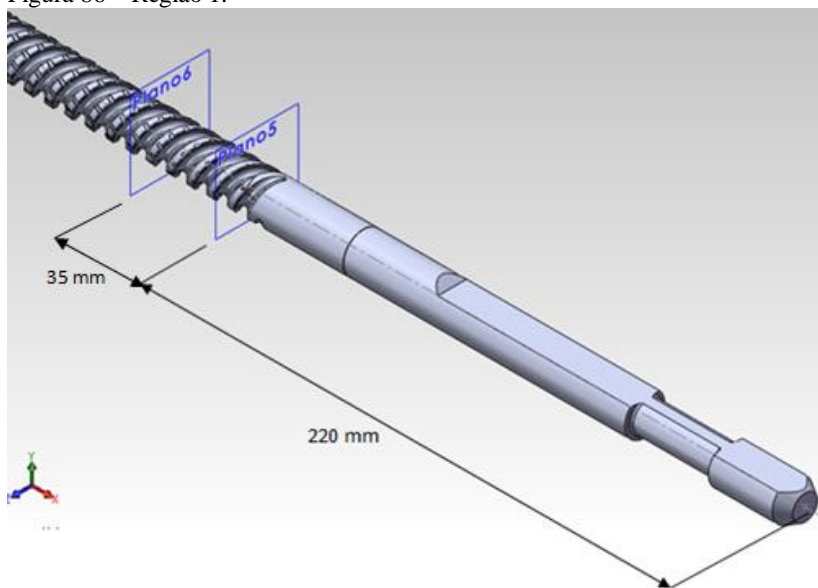
4.3.1 Preparação e escolha da geometria a ser analisada

Em virtude das falhas observadas nas brochas se apresentarem frequentemente em regiões específicas – próximas à haste (região 1 da Figura 86) ou à guia posterior (região 2 da Figura 87) – a simulação será realizada nestes dois locais. O comprimento máximo a ser usinado nas peças que são fabricadas especificamente com a ferramenta em estudo, apresentam quinze milímetros de comprimento, conforme mostra a Figura 88. Logo, apenas os dentes da brocha compreendidos nesse comprimento estarão efetivamente removendo material da peça e são, portanto, os dentes sendo submetidos a esforços no instante considerado.

Considerando-se um cenário hipotético onde a ferramenta inteira fosse discretizada e as equações fossem resolvidas para a malha completa, a quantidade de elementos seria excessivamente grande, necessitaria de extensos intervalos de tempo para completar a simulação e, ainda, exigiria elevada capacidade computacional [118].

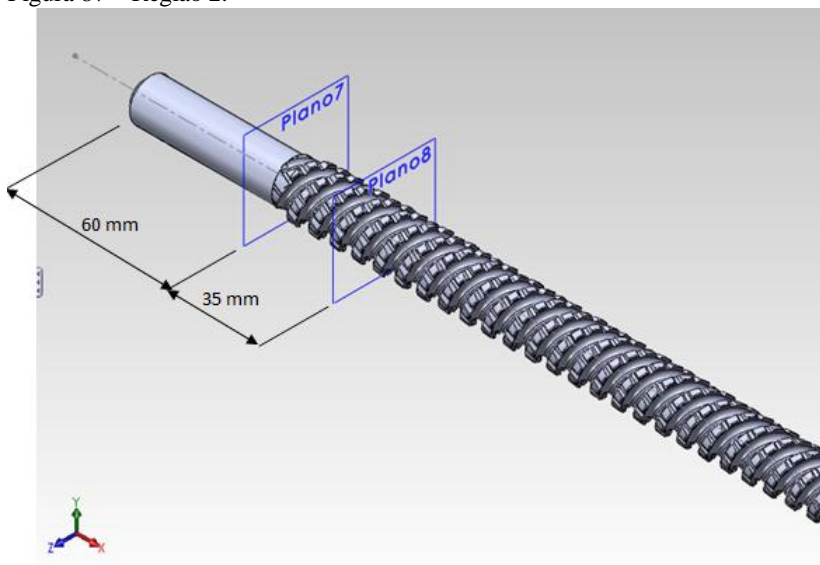
Primeiramente definiram-se duas regiões de extremos onde as análises foram feitas. As regiões podem ser vistas na Figura 86 e na Figura 87.

Figura 86 – Região 1.



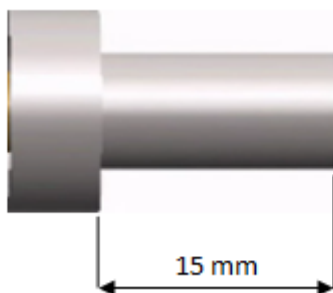
Fonte: Salvalágio [118].

Figura 87 – Região 2.



Fonte: Salvalágio [118].

Figura 88 – Peça típica usinada por brochamento helicoidal.



Fonte: Salvalágio [118].

Algumas observações em relação às regiões escolhidas:

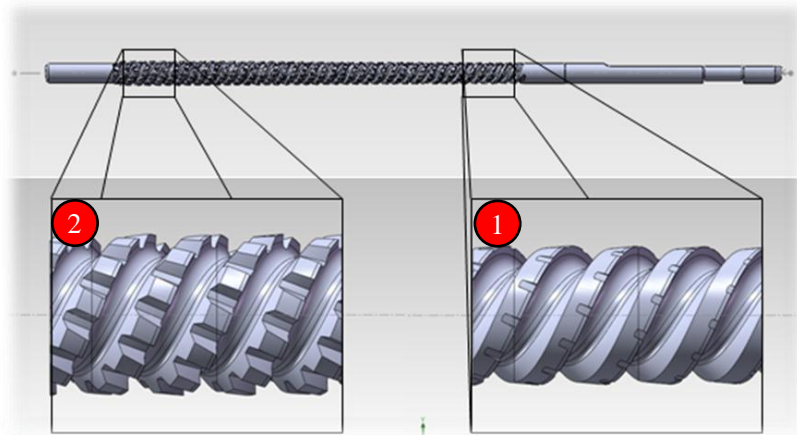
- A região entre os planos cinco e seis, conforme mostra a Figura 86, foi definida como região 1. Está situada a 220mm da extremidade anterior, e possui 35mm de comprimento;

- A região entre os planos sete e oito, conforme mostra a Figura 87, foi definida como região 2. Está situada a 60mm da extremidade posterior, e possui também 35mm de comprimento;

- A simulação é realizada utilizando-se estas duas regiões.

Na Figura 89 pode-se visualizar as regiões 1 e 2 onde o estudo com MEF foi realizado.

Figura 89 – Regiões 2 e 1.



Fonte: Salvalágio [118].

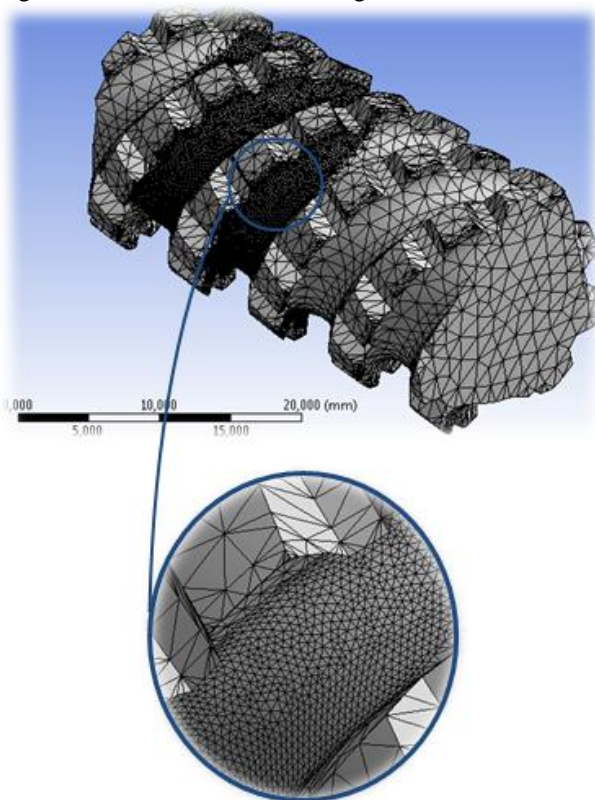
4.3.2 Geração da malha das regiões 1 e 2

Após uma análise criteriosa que se baseou na consistência dos resultados, definiu-se o tipo de elemento e a configuração da malha a ser utilizada. Ressalta-se que foi utilizado um recurso disponível no *software* de simulação denominado *face sizing* que permite que o usuário interaja com a malha pré-definida pelo *software* e defina o tamanho dos elementos da malha em uma região determinada pelo usuário. A região que recebeu o maior número de elementos e, portanto, é foco deste trabalho, foi a região da base do dente, ou seja, a superfície da bolsa de cavacos, conforme mostra a Figura 90. Esta escolha se deu pelos seguintes motivos:

- Análises prévias mostraram ser na região da base do dente o local onde estariam as maiores tensões;

- A aplicação da força sobre o dente ocorreu em um elemento na crista do dente, o que implica que nesta região as tensões e deformações devem ser desconsideradas.

Figura 90 – Detalhe da malha na região da base do dente na região 2.



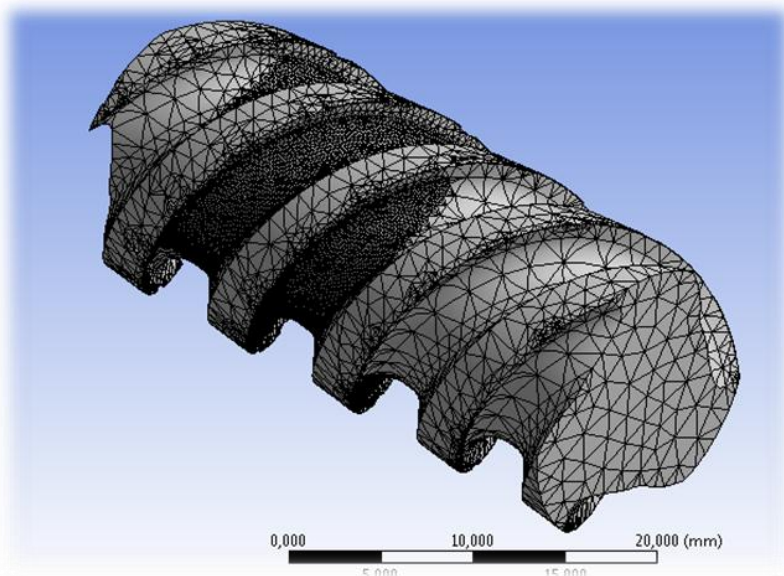
Fonte: Salvalágio [118].

Detalhes da região 2:

- Tipo de elemento utilizado: tetraédrico;
- Número total de nós: 159418;
- Número total de elementos: 54480.

Na região 1 foram utilizados os mesmos critérios para geração da malha.

Figura 91 – Detalhe da malha gerada na região 1.



Fonte: Salvalágio [118].

4.3.3 Condições de contorno e aplicação de cargas

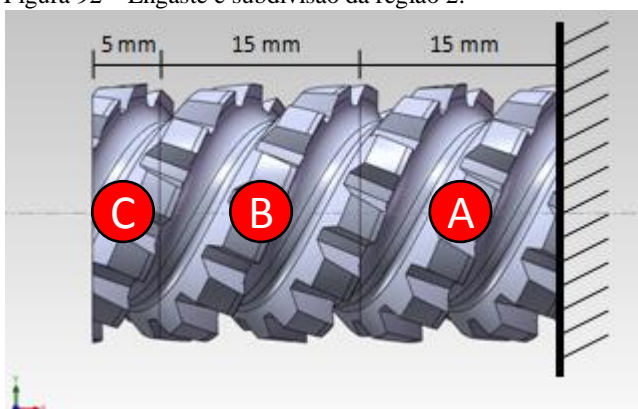
As condições de contorno e as cargas do problema resumem-se a duas: o apoio – que é um engaste – e as forças nos dentes. No brochamento, conforme explicado anteriormente, a brocha é tracionada, ou empurrada, por um pré-furo, de forma a realizar a usinagem da peça. Logo, em relação a um observador externo, a ferramenta está se movimentando. Para a realização da simulação, o referencial será transferido para a brocha, isto é, ela ficará estática e nela serão aplicadas as condições de contorno e as cargas.

O processo de tracionar a brocha pelo pré-furo, no que diz respeito ao acoplamento entre máquina e ferramenta, pode ser abstraído como um engaste, como mostra a Figura 92, tendo em vista que é capaz de oferecer resistência a forças nos três eixos, bem como a momentos.

Em virtude de o engaste ter sido posicionado em uma local aproximado da seção onde foi feita a simulação, verificou-se a necessidade de atribuir uma distância entre o engaste e a região em que as forças pontuais são aplicadas. Verificou-se em simulações realizadas anteriormente e que possuíam uma geometria maior que 35mm que em distâncias superiores

a 10mm o efeito do engaste sobre a distribuição de tensões se tornava constante. Portanto, no intuito de minimizar a interferência do engaste na distribuição de tensões atribui-se uma distância de 15mm entre o engaste e a região de aplicação das cargas. Desta forma, a região analisada se divide em três zonas: A, B e C, como mostra a Figura 92. Sendo que a zona A é uma região livre de cargas externas, compreendida entre o engaste e a zona B. A zona B é a região onde ocorre a aplicação das cargas e a zona C é a zona complementar, que finaliza a geometria e que também é livre de cargas externas. Na zona C não se espera que existam efeitos de tensões [118].

Figura 92 – Engaste e subdivisão da região 2.

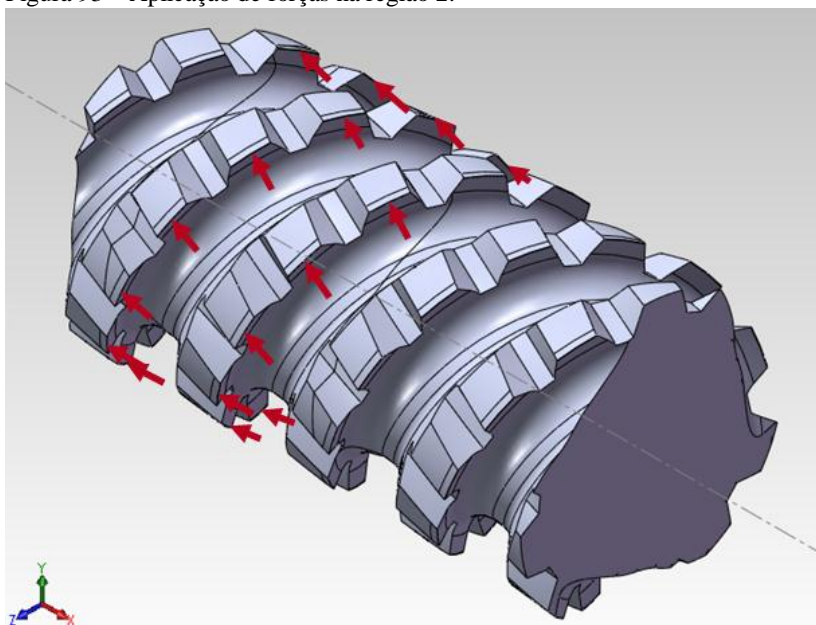


Fonte: adaptado de Salvalágio [118].

Enquanto é tracionada, os dentes da ferramenta em contato com a peça são os que estão efetivamente removendo material e, portanto, submetidos aos esforços do processo. Estes esforços, a partir dos dentes, são transferidos ao restante da ferramenta, a qual precisa, para que o objetivo da usinagem seja alcançado, resistir-lhes.

Neste contexto, pode-se imaginar que o fato de um dente remover material da peça é equivalente à aplicação de uma força em seu gume principal. Desta forma, chega-se à força que deve ser aplicada em cada dente, conforme Figura 93. Esta mostra as forças para a região 2. No caso da região 1, as forças foram aplicadas de maneira análoga.

Figura 93 – Aplicação de forças na região 2.



Fonte: Salvalágio [118].

É importante ressaltar que o fenômeno local de existência de esforços sobre a ferramenta é bastante complexo (há efeitos de atrito e recuperação elástica, entre outros) e, num primeiro momento, resumi-los a forças únicas aplicadas no gume pode parecer uma simplificação exagerada. No entanto, para a aferição do comportamento dos esforços internos na região do fundo de dente, a simplificação é considerada válida. O estudo de modelos de forças que englobem esses efeitos de maior complexidade foge, entretanto, ao escopo deste trabalho.

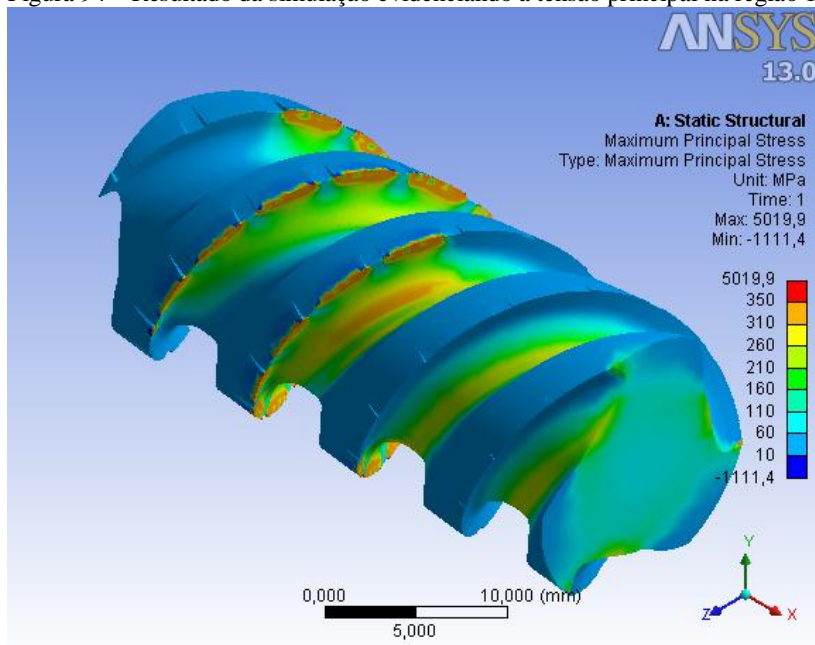
Para a aplicação das forças de cada região, utilizou-se a equação de Kienzle para estimar o valor da força, de acordo com a espessura e a largura de usinagem no gume onde a força foi aplicada. As constantes de Kienzle adotadas para este procedimento são $k_{c1,1}=2810\text{N/mm}^2$ e $1-m_c=0,96$ obtidas experimentalmente nas faixas de espessura entre 0,01 a 0,06mm empregando-se o aço ABNT 1040. Para a execução destes ensaios foi empregada uma ferramenta de gume único com uma largura de 3mm e um ângulo de saída de 20° .

4.3.4 Resultado da simulação com MEF na região 1

Antes da apresentação de qualquer resultado, ressalta-se que, pelo fato de as forças terem sido aplicadas sobre a linha que compõe a crista do gente, as tensões nas proximidades do local de aplicação das forças são bastante distorcidas e devem ser desconsideradas. Entretanto, para análise da região do fundo de dente, foco de análise deste trabalho, é possível afirmar que os efeitos das forças aplicadas nos gumes são transmitidos às outras regiões da geometria sem comprometer sua validade.

Como exposto na seção 2.5, o critério de falha a ser utilizado é o da máxima tensão principal, portanto a análise feita na brocha apresenta estes resultados, como mostra a Figura 94, que evidencia a tensão principal na região 1.

Figura 94 – Resultado da simulação evidenciando a tensão principal na região 1.

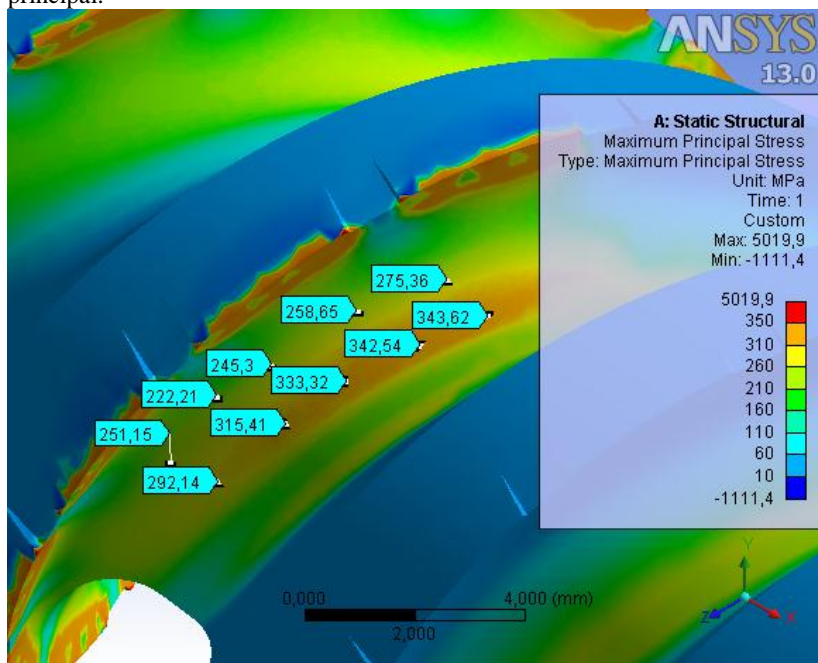


Fonte: o autor.

Nota-se que, na região da base do dente, as maiores tensões estão compreendidas entre 310 e 350MPa, representadas pela faixa de cor la-

ranja. Para melhor conhecer a distribuição das tensões principais na região da base de dente, é feita uma ampliação gráfica do resultado, como mostra a Figura 95. Nesta figura detalha-se a inserção, proporcionada pelo *software* de simulação, de rótulos que indicam os valores das tensões ao longo de locais arbitrariamente escolhidos na superfície da ferramenta.

Figura 95 – Detalhe da base do dente na região 1 com a distribuição da tensão principal.



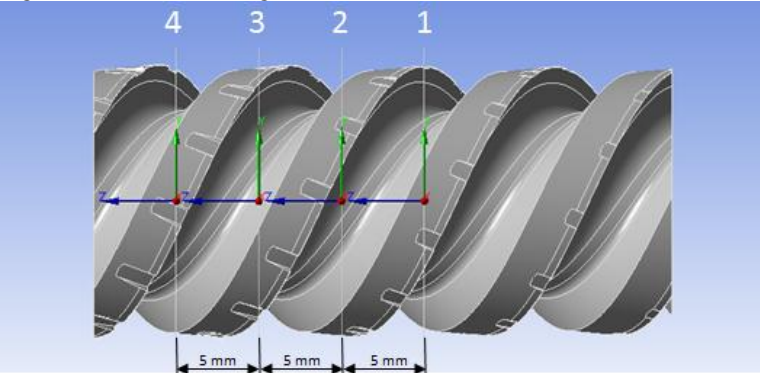
Fonte: o autor.

Pela Figura 95 percebe-se que nos pontos mais críticos, as tensões são aproximadamente 345MPa. Ao se afastar da faixa de cor laranja, percorrendo-se o interior do canal da brocha, as tensões vão progressivamente reduzindo, assumindo valores cada vez mais distantes do limite.

Com o intuito de conhecer melhor as tensões no interior da ferramenta simulada, foram criadas superfícies interceptando a seção transversal no intervalo estudado, nas quais puderam ser calculados os valores de interesse. Na Figura 96 está indicada a localização das quatro superfícies

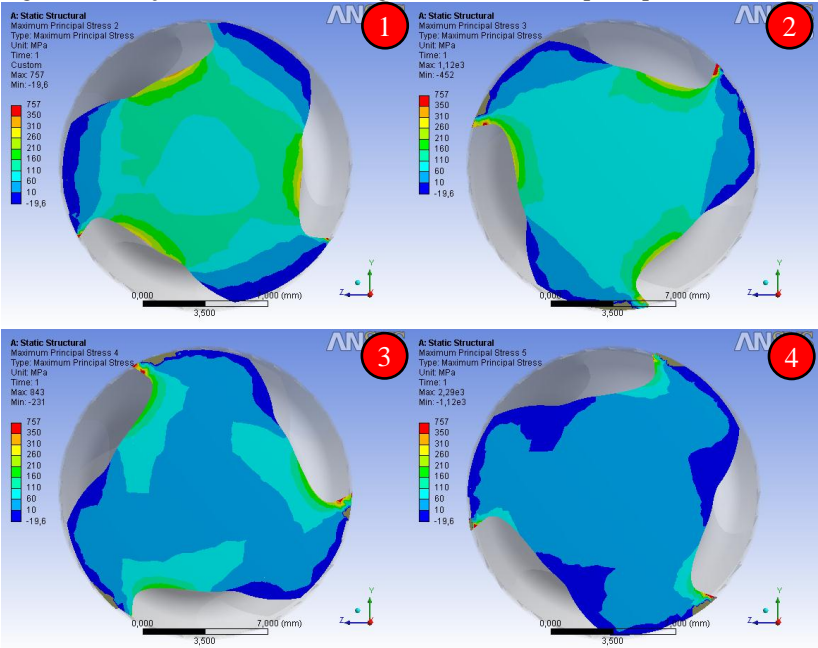
criadas, bem como um número de identificação para cada uma e, em seguida, na Figura 97, as tensões principais, em MPa, calculadas pelo *software*.

Figura 96 – Detalhe da região 1 onde foram feitos cortes transversais.



Fonte: Salvalágio [118].

Figura 97 – Seções transversais da região 1 com a tensão principal.



Fonte: o autor.

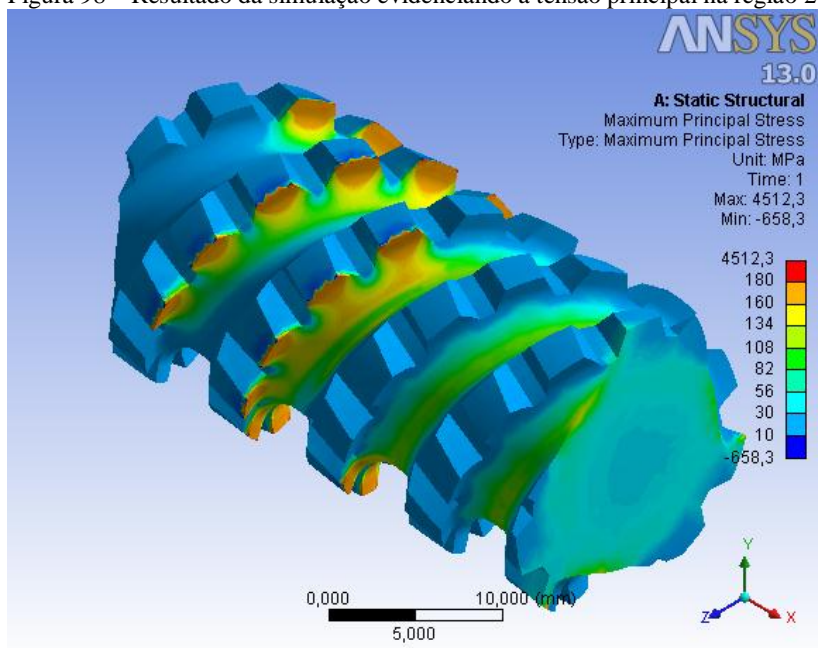
Verifica-se, nas superfícies da Figura 97, desconsiderando-se os locais próximos à crista dos dentes, que as maiores tensões localizam-se na região da base do dente e, à medida que se adentra na seção transversal, os valores vão se reduzindo, até ficarem relativamente pequenos, como, por exemplo, dentro da faixa de 110 até 160MPa, na parte central da superfície 1. Este padrão pode ser percebido também nas superfícies 2, 3 e 4, no entanto, os valores são menores, como se pode ver na superfície 4. Nesta, há predominância das tensões abaixo de 110MPa.

Logo, percebe-se que, como já era de se esperar, a superfície mais próxima ao engaste precisa suportar maior carga.

4.3.5 Resultado da simulação com MEF da região 2

Similarmente à região 1, foi realizada a mesma análise para a região 2. Na Figura 98 é possível se ver a tensão principal evidenciada na simulação.

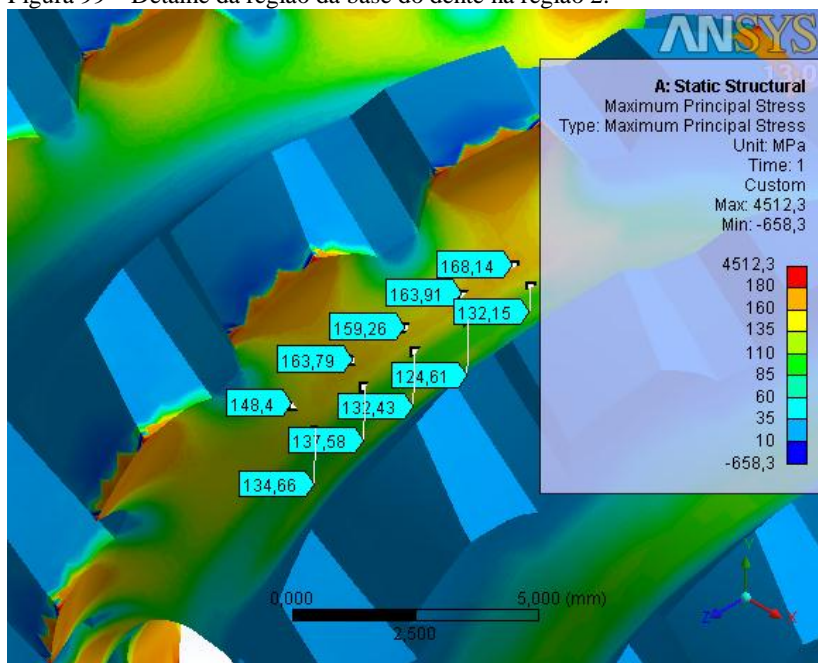
Figura 98 – Resultado da simulação evidenciando a tensão principal na região 2.



Fonte: o autor.

Percebe-se uma distribuição de tensões principais relativamente parecidas com a região 1, exceto pela grandeza dos valores. Estes compõem um patamar mais baixo, por volta de 170Mpa, conforme mostra a Figura 99. Tal comportamento, com menores tensões, já era esperado para a região 2, principalmente porque as forças aplicadas nos gumes são menores quando comparados aos da região 1. Isso é uma consequência direta da aplicação do modelo de Kienzle. Para a região 1, a força resultante num gume típico de largura $b=3,6\text{mm}$ vale 438N, número consideravelmente maior quando comparado aos 312N da região 2, correspondente a um $b=2,7\text{mm}$.

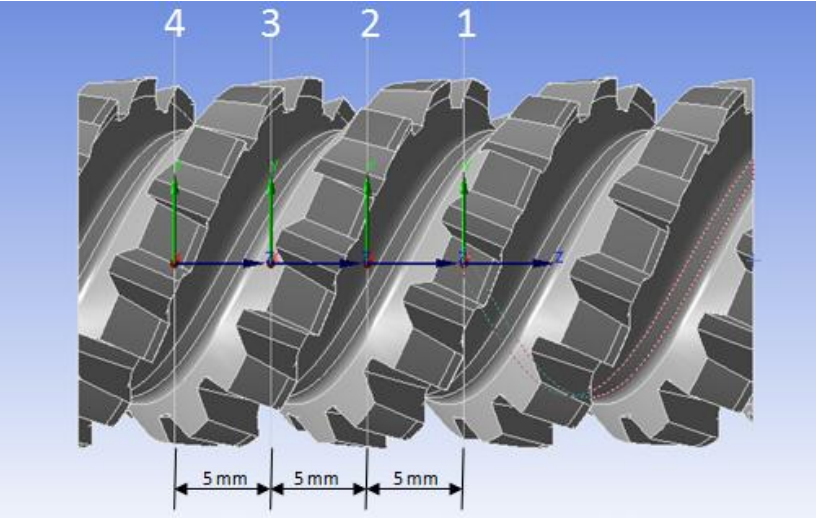
Figura 99 – Detalhe da região da base do dente na região 2.



Fonte: o autor.

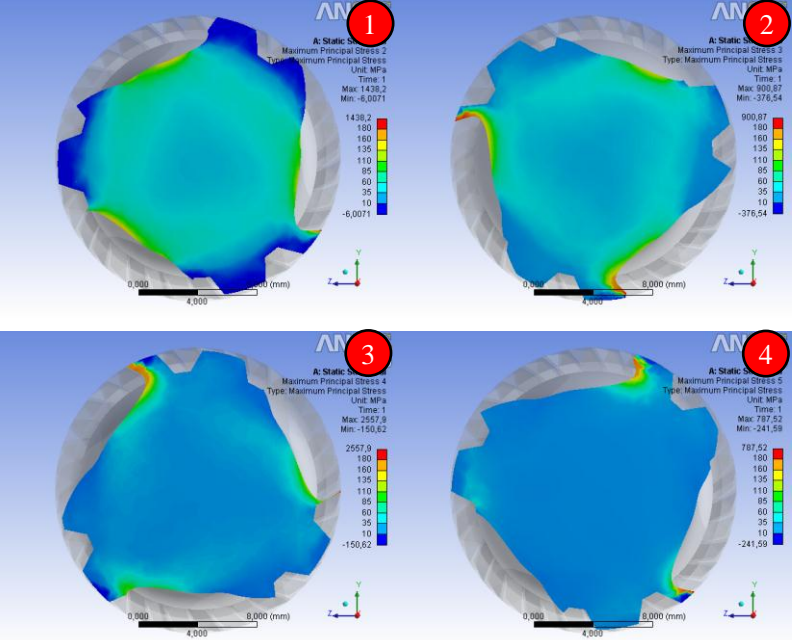
Nas Figura 100 e Figura 101 são exibidas as superfícies e suas tensões principais da região 2.

Figura 100 – Detalhe da região 2 onde foram feitos cortes transversais.



Fonte: Salvalágio [118].

Figura 101 – Seções transversais da região 2 com a tensão principal.



Fonte: o autor.

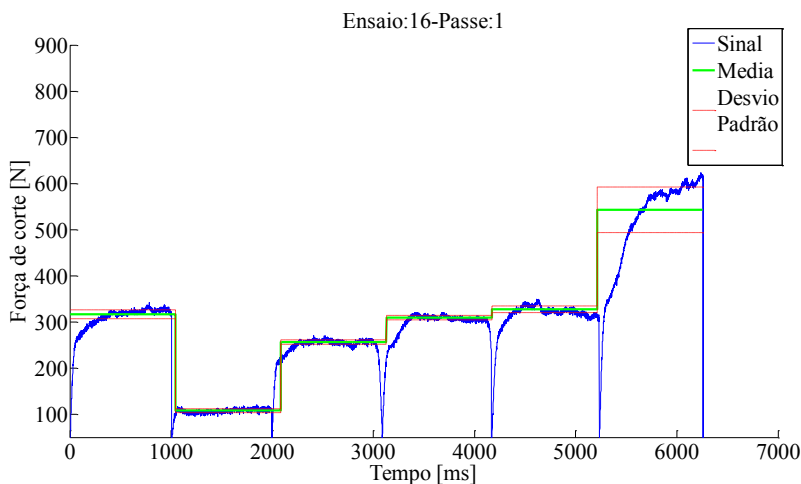
5 APRESENTAÇÃO E ANÁLISE DOS RESULTADOS DOS ENSAIOS DE FORÇA

Como forma de facilitar a identificação dos ensaios, desenvolveu-se uma nomenclatura de identificação que englobe o maior número possível de informações. Estas informações são:

- O ensaio, identificado pela letra “E” seguida pelo número do ensaio, variando de 1 a 49, conforme Apêndice E;
- O número do passe do sinal, representado por “P” seguido do número do passe, variando de 1 a 13;
- A identificação da brocha, conforme Tabela 6;
- A identificação do corpo de prova, representado pela sigla “CP” seguido da identificação ABNT do material do corpo de prova, no caso 1020 ou 1040 e, por fim, a identificação do comprimento de usinagem, separado da identificação do material do corpo de prova por “/” podendo assumir os valores de 9,5mm, 15mm ou 30mm.

Para exemplificar a nomenclatura adotada, a Figura 102 mostra o sinal típico de força obtido nos ensaios com o corpo de prova ABNT 1020 de 9,5mm utilizando a brocha B1. A denominação deste ensaio é, portanto: E16P1B1CP1020/9,5.

Figura 102 – Sinal de força de E16P1B1CP1020/9,5.

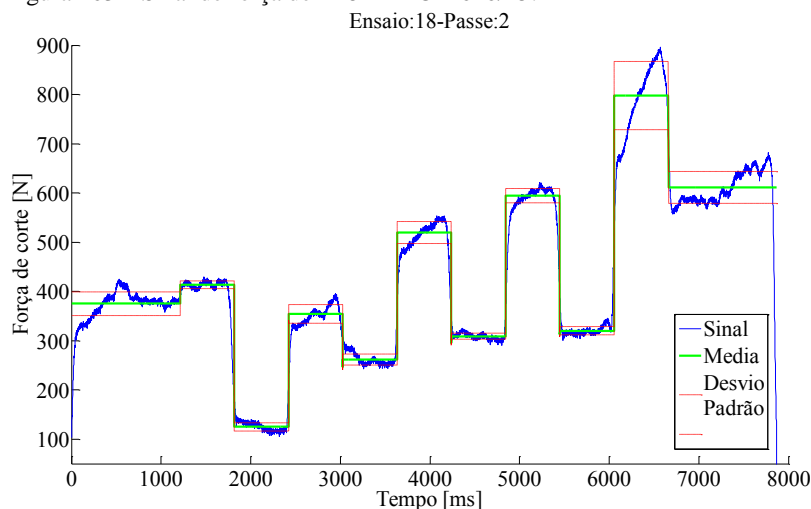


Fonte: o autor.

Para confirmar a previsão do comportamento da variação da força de corte com a passagem da brocha apresentada na Figura 49 (p. 95), será apresentado um gráfico para cada comprimento de corpo de prova. A Figura 102 mostra o comportamento da força de corte para o corpo de prova de 9,5mm. Conforme pode ser observado na Figura 102 o algoritmo que separa o sinal de cada passe calcula a média e o desvio padrão de cada patamar do sinal da força de corte, que ocorre toda vez que existe uma modificação na configuração dos gumes que estão atuantes.

A Figura 103 mostra o sinal gravado do ensaio 18, no qual foi empregado o corpo de prova de 15mm e a brocha B1. Nesta configuração, existem 11 patamares distintos teóricos para a força de corte.

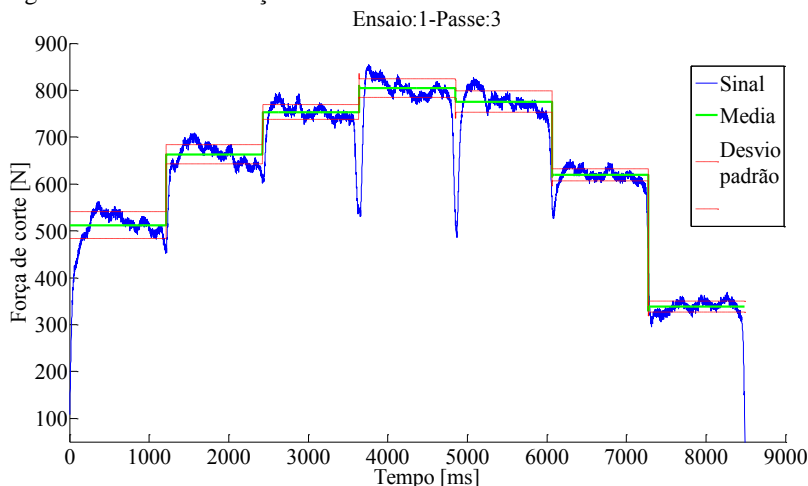
Figura 103 – Sinal de força de E18P2B1CP1020/15.



Fonte: o autor.

A Figura 104 mostra o sinal gravado do 3º passe do ensaio 1, no qual foi ensaiado o corpo de prova de 30mm e a brocha A1.

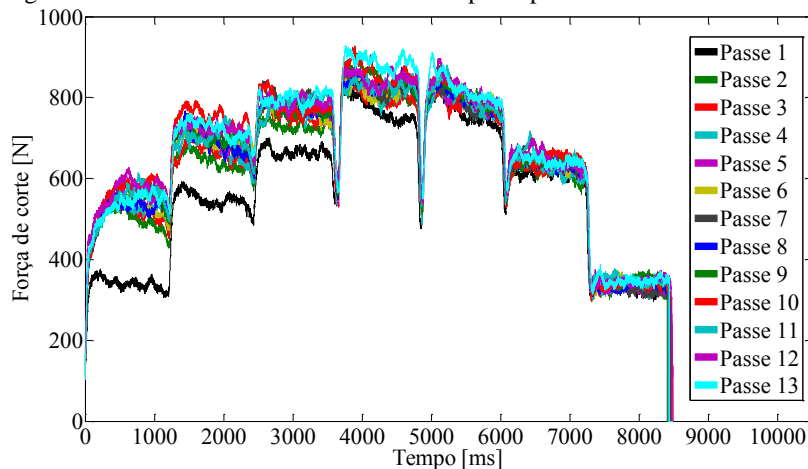
Figura 104 – Sinal de força de E1P3BA1CP1040/30.



Fonte: o autor.

A Figura 105 mostra o gráfico de todos os sinais adquiridos para o ensaio 1, para um total de 13 passes. Esta figura mostra que existe um aumento na força de corte devido, possivelmente, à influência do atrito nos flancos secundários da ferramenta em relação à profundidade de penetração no canal usinado, que aumenta em cada passagem da brocha.

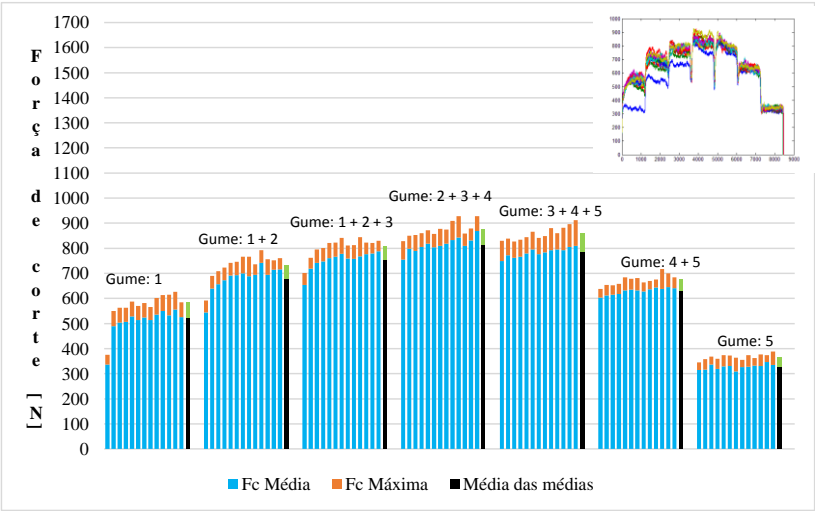
Figura 105 – Todos os sinais do ensaio 1. Corpo de prova de 30mm.



Fonte: o autor.

Os resultados das médias de todos os passes do ensaio 1 pode ser visto na Figura 106. Neste ensaio foi empregada a brocha A1, sem revestimento e o aço ABNT 1040.

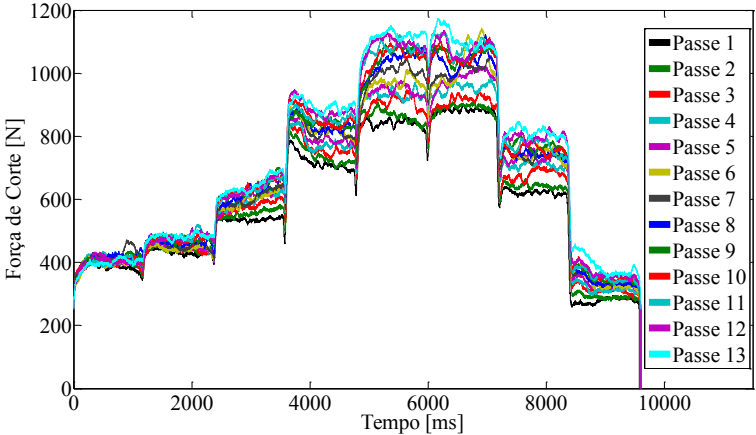
Figura 106 – Média e máximo dos sinais para todos os passes do ensaio 1. Brocha A1, sem revestimento.



Fonte: o autor.

A Figura 107 mostra todos os sinais adquiridos para o ensaio 7.

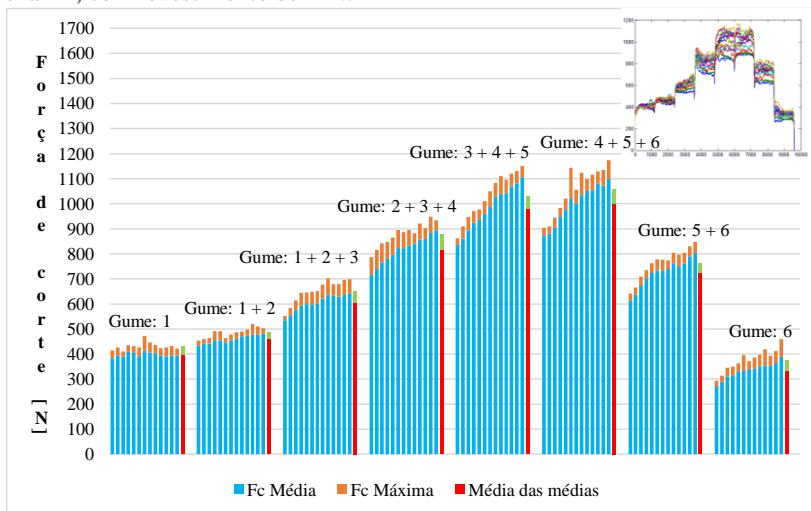
Figura 107 – Todos os sinais do ensaio 7. Corpo de prova de 30mm.



Fonte: o autor.

Tanto a Figura 106 quanto a Figura 108 mostram que existe um aumento na força de corte com o aumento da penetração da brocha no corpo de prova. Pode-se notar também que este efeito é mais pronunciado na Figura 108, principalmente durante a usinagem com três gumes simultaneamente. Este efeito mais pronunciado ocorreu de maneira mais significativa nas brochas com revestimento, como a brocha B2. Este fato pode ser explicado pelo revestimento que estas brochas possuem, e portanto pode-se pressupor uma microgeometria do gume com um raio maior do que as brochas sem revestimento. Isto afeta a maneira que o cavaco se forma, alterando a posição do ponto de separação do material que está sendo usinado [62]. Esta alteração da posição do ponto de separação do material faz com que uma parcela maior de material seja recalcado elasticamente na superfície usinada e que, após a passagem da ferramenta, retorna à posição original, conforme descrito por Wyen [62]. Este material que sofre a deformação elástica e não é usinado exerce uma pressão sobre os flancos secundários gerando uma força normal proporcional à área de contato dos flancos secundários com a parede do canal usinado do corpo de prova. Esta pressão será tanto maior quanto maiores forem as espessuras de material não usinado e que é maior nas brochas com revestimento em decorrência das características microgeométricas do gume.

Figura 108 – Média e máximo dos sinais para todos os passes do ensaio 7. Brocha B2, com revestimento de TiN.



Fonte: o autor.

6 SIMULAÇÃO DA FORÇA DE CORTE PARA O BROCHAMENTO LINEAR

Neste capítulo serão apresentados os resultados obtidos para a simulação da força de corte no brochamento linear. Primeiramente serão apresentados os resultados para a simulação utilizando-se o modelo de Kienzle, com as constantes da equação de Kienzle obtidas experimentalmente, e também será realizada a simulação utilizando-se as constantes da equação de Kienzle obtidas na literatura. Na sequência serão apresentados os resultados para a modelagem utilizando-se a regressão múltipla e, após esta, serão apresentados os resultados para a simulação com a utilização de redes neurais artificiais. Por fim, será mostrada uma comparação entre os modelos desenvolvidos.

6.1 MODELO DE KIENZLE

Para cada material utilizado nos ensaios foram encontradas as constantes da equação de Kienzle, conforme mostra a Tabela 9. Estes valores foram obtidos através do método dos mínimos quadrados.

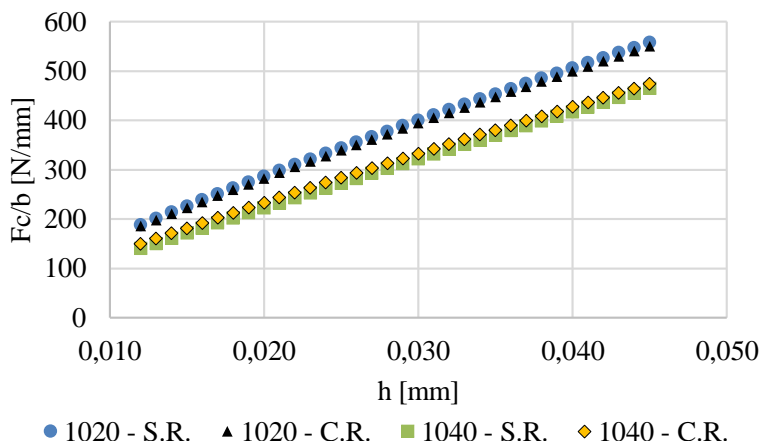
Tabela 9 – Constantes da equação de Kienzle obtidas.

Material	Revestimento	k_{cx} [N/mm ²]	$1-m_c$
1020	Sem revestimento	2363	0,820
1020	Com revestimento	2347	0,822
1040	Sem revestimento	2572	0,906
1040	Com revestimento	2361	0,872

Fonte: o autor.

Para uma melhor visualização dos resultados obtidos para as constantes da equação de Kienzle e seu comportamento, as constantes obtidas foram aplicadas na equação de Kienzle e seu comportamento pode ser visto na Figura 109. Nesta o eixo das abcissas representa os valores de espessura de usinagem h . Para esta figura em particular, o intervalo utilizado para a obtenção do gráfico situou-se entre 0,012mm e 0,045mm. Este valor representa a maioria dos valores de h utilizados nos experimentos, valores que são típicos do brochamento. Conforme mostra a Figura 109, a inclinação das curvas obtidas para cada material se assemelha, ou seja, embora as constantes de cada material diverjam ligeiramente, o comportamento da curva, dentro deste intervalo de h , é bastante semelhante.

Figura 109 – Comportamento das constantes da equação de Kienzle.



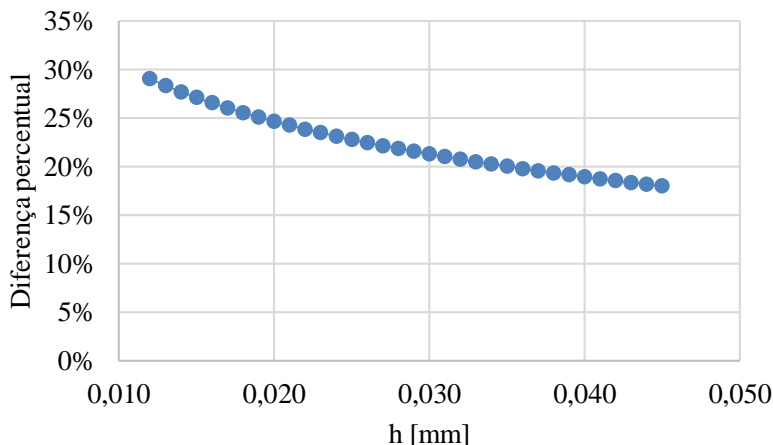
Fonte: o autor.

Outro fato relevante é que para cada material o patamar de resposta é diferenciado, sendo que neste caso os valores obtidos para a simulação do aço ABNT 1020 serão maiores do que os do aço ABNT 1040 para esta faixa de espessuras de usinagem. Como mostra a Figura 110, esta diferença será de cerca de 30% quando $h=0,012\text{mm}$ e de 20% quando $h=0,045\text{mm}$. Este fato se deve às propriedades de cada material e da forma que o cavaco é gerado. Nos ensaios realizados as velocidades de corte utilizadas foram de $v_c=0,5\text{m/min}$. Estes valores de v_c estão consideravelmente abaixo das v_c tipicamente utilizadas em outros processos e, principalmente, bastante abaixo das utilizadas em ensaios obtidos na literatura que objetivavam a obtenção das constantes da equação de Kienzle [28, 123]. Em decorrência da maior ductilidade do aço ABNT 1020, em conjunto com a ação do baixo valor de v_c , ocorre um aumento na zona de aderência na interface cavaco-ferramenta do aço ABNT 1020 em comparação com o aço ABNT 1040. Este aumento da área na zona de aderência faz com que ocorra um aumento no valor integral da tensão normal e de cisalhamento que atua sobre a superfície de saída da ferramenta [12, 46]. Isto ocasiona um aumento no fator de recalque e uma diminuição no ângulo do plano de cisalhamento e como consequência, um aumento na força de corte e, desta maneira, elevando os valores da curva de F_c/b mostrados na Figura 109.

Conforme mostra a Figura 110, a diferença entre a força obtida utilizando as constantes do aço ABNT 1020 para as obtidas com o aço

ABNT 1040 tendem a diminuir de acordo com o aumento da espessura de usinagem.

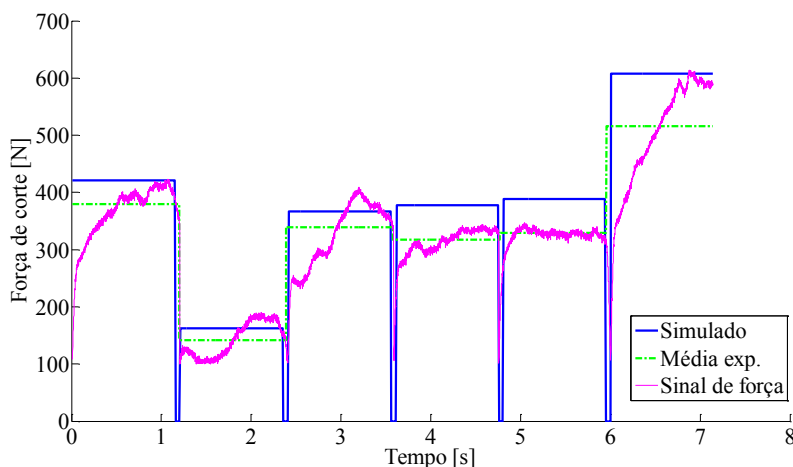
Figura 110 – Diferença percentual entre os aços ABNT 1020 e o ABNT 1040.



Fonte: o autor.

Tendo obtido os valores das constantes da equação de Kienzle é possível fazer a simulação do brochamento linear. Para ilustrar o comportamento da F_c e as diferenças entre os corpos de prova utilizados, serão apresentados os gráficos típicos para cada comprimento de usinagem. A Figura 111 mostra o resultado da simulação do ensaio 16. Neste ensaio utilizou-se o corpo de prova de aço ABNT 1020 com $l=9,5\text{mm}$ em conjunto com a brocha B1, identificado como E16P10B1CP1020/9,5. A linha azul da Figura 111 mostra o valor obtido na simulação utilizando a equação de Kienzle. Para uma comparação, o sinal de força deste ensaio é mostrado na cor magenta, juntamente com a média local de cada patamar, representada na cor verde. Neste caso, em decorrência do comprimento a ser usinado ser de $l=9,5\text{mm}$ e o passo da brocha ser de $p=10\text{mm}$, os 6 gumes da brocha atuam individualmente, ou seja, o gume anterior completa o seu percurso de usinagem antes do gume posterior iniciar o seu percurso.

Figura 111 – Resultado da simulação da F_c e comparação com a F_c experimental do ensaio E16P10B1CP1020/9,5.

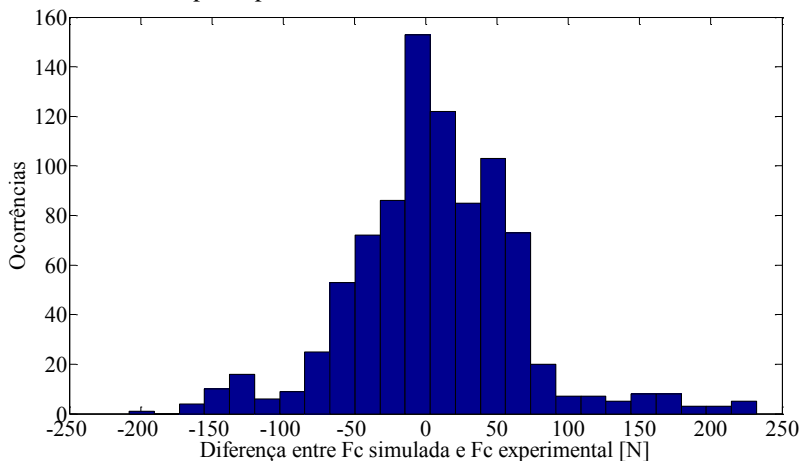


Fonte: o autor.

Conforme pode ser observado na Figura 111, a maior diferença entre o valor simulado e a média local está no 6º gume e permaneceu em torno de 20%. Esta diferença se deve principalmente ao comportamento do sinal de força experimental, que inicia em um valor de cerca de 300N e cresce até cerca de 600N. Sob o ponto de vista de projeto, onde os valores que mais interessam são os valores que podem levar a uma falha, ou seja, os valores máximos, é mais importante que a simulação se aproxime deste valor máximo.

Para que seja possível uma posterior comparação com outros métodos de simulação, é necessária a comparação dos resultados obtidos na simulação com os valores experimentais. Sendo assim, a Figura 112 mostra o histograma da diferença entre o valor simulado e o valor experimental (erro) para o corpo de prova de aço ABNT 1020 e $l=9,5\text{mm}$. A média dos valores é de -13N e o desvio padrão é $\sigma=63\text{N}$.

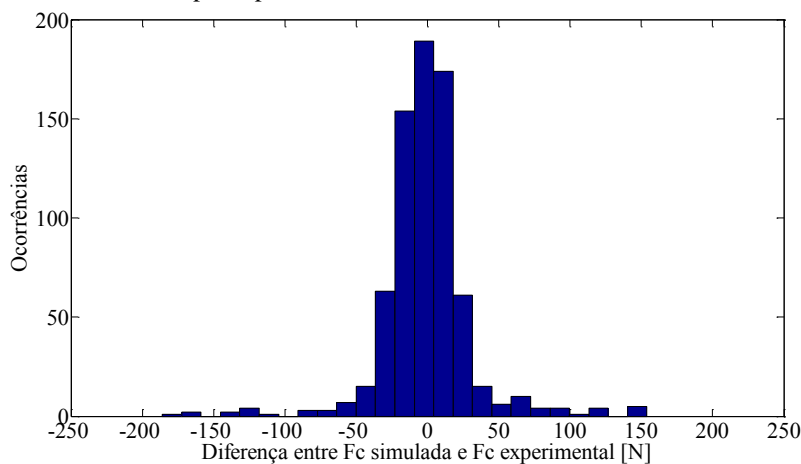
Figura 112 – Histograma do erro entre F_c simulada e F_c experimental para o aço ABNT 1020 do corpo de prova de $l=9,5\text{mm}$.



Fonte: o autor.

A Figura 113 mostra o histograma da diferença entre a F_c simulada e a experimental do corpo de prova de aço ABNT 1040 e $l=9,5\text{mm}$. Para este conjunto de dados a média dos valores é de $\approx 0\text{N}$ e o $\sigma=55\text{N}$.

Figura 113 – Histograma do erro entre F_c simulada e F_c experimental para o aço ABNT 1040 do corpo de prova de $l=9,5\text{mm}$.

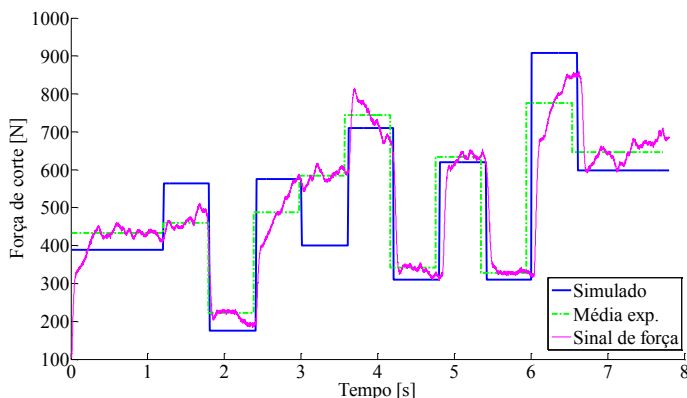


Fonte: o autor.

Os histogramas apresentados na Figura 112 e na Figura 113 e seus respectivos valores de média e desvio padrão serão utilizados para corrigir os valores obtidos na simulação. Visando não sobrecarregar este trecho do documento com imagens, serão apresentados apenas estes dois histogramas, sendo que os demais resultados podem ser vistos no Apêndice H.

A Figura 114 mostra o resultado da simulação do ensaio 18 no corpo de prova de aço ABNT 1020 com $l=15\text{mm}$. Em decorrência do comprimento a ser usinado no corpo de prova ser de $l=15\text{mm}$ e o passo da brocha ser de $p=10\text{mm}$, ocorrerão mais degraus no sinal gravado da força de corte em relação aos outros corpos de prova. Isto ocorre porque o 2º gume inicia o corte antes que o 1º gume complete o percurso de usinagem, ocasionando um degrau no sinal da força de corte. A partir do instante em que o 1º gume conclui o percurso, apenas o 2º gume está usinando material. Desta maneira, assim que o 1º gume conclui o corte ocorre outro degrau no sinal da força de corte. Este ciclo de entrada e saída dos gumes se repete até que o último gume complete o percurso de usinagem. Conforme se observa na Figura 114, pode acontecer de o sinal simulado da força de corte não corresponder precisamente ao sinal experimental. Como exemplo, na entrada do 2º gume, que ocorre aproximadamente aos 1,2s, aparentemente não é possível se visualizar o degrau teórico que deveria ocorrer no sinal da força de corte experimental. Percebe-se, no entanto, um pequeno aumento no valor médio (linha verde tracejada), mas ainda cerca de 100N menor que o valor simulado. Este fato ocorre, provavelmente em decorrência da pequena espessura de usinagem do 2º gume, que, teoricamente seria de aproximadamente 0,01mm, mas que devido às circunstâncias não usinou o material da peça. Como visto na seção 2.4.1 e conforme König [39], Porto [60] e Wyen [62] é necessária uma espessura de usinagem mínima para que ocorra a formação do cavaco.

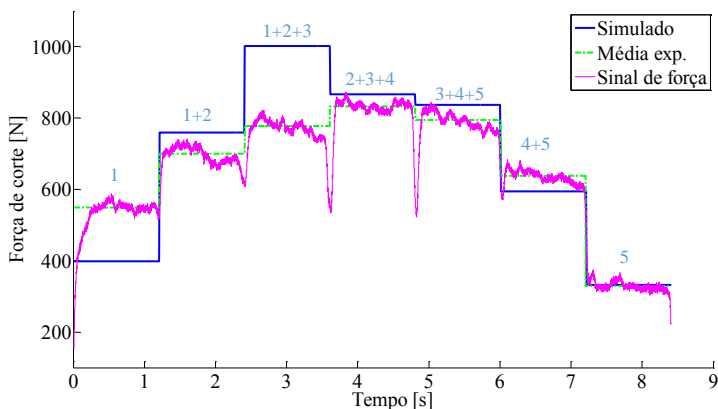
Figura 114 – Resultado da simulação da F_c e comparação com a F_c experimental do ensaio E18P10B1CP1020/15.



Fonte: o autor.

A Figura 115 mostra o resultado da simulação do ensaio 1 com o corpo de prova de aço ABNT 1040 com $l=30\text{mm}$. Neste caso, a maior diferença foi verificada no 3º estágio, quando os dentes 1, 2 e 3 atuam simultaneamente, resultando em uma diferença percentual de cerca de 27%. Tal fato se deve provavelmente devido à rigidez do sistema que, em decorrência da força de avanço deslocar o corpo de prova de sua linha neutra faz com que a espessura de usinagem real seja menor do que a teórica.

Figura 115 – Resultado da simulação da F_c e comparação com a F_c experimental do ensaio E1P5A1CP1040/30.



Fonte: o autor.

Com o intuito de verificar a possibilidade de emprego da equação de Kienzle com dados das constantes tabelados, foram feitas simulações utilizando-se os valores mostrados na Tabela 10.

Tabela 10 – Constantes da equação de Kienzle tabelados.

Material	$kc_{1,1}$ [N/mm ²]	$1-m_c$
ABNT 1022	1800	0,84
ABNT 1045	2220	0,86

Fonte: Manual Garant [123].

Os resultados obtidos assemelham-se em termos de comportamento aos resultados da simulação com empregos das constantes de Kienzle obtidas experimentalmente.

6.2 MODELO DE REGRESSÃO MÚLTIPLA

Para a geração do modelo de regressão múltipla (RM) foi desenvolvido um algoritmo que basicamente altera os valores dos coeficientes de modo incremental e calcula o coeficiente de determinação múltipla para cada alteração do incremento. As variáveis utilizadas para obtenção do modelo foram as seguintes:

- N_p - O número do passe, variando de 1 a 13;
- H_t - Altura total dos gumes atuantes, ou seja, a soma das espessuras de usinagem dos gumes atuantes simultaneamente;
- N_d - Número de dentes, variando de 1 a 3;
- R_v - O revestimento, sendo considerado o valor de 1 para as brochas com revestimento e 0 para as brochas sem revestimento;
- M_t - O material, sendo considerado o valor 1 para o aço ABNT 1040 e 0 para o aço ABNT 1020.

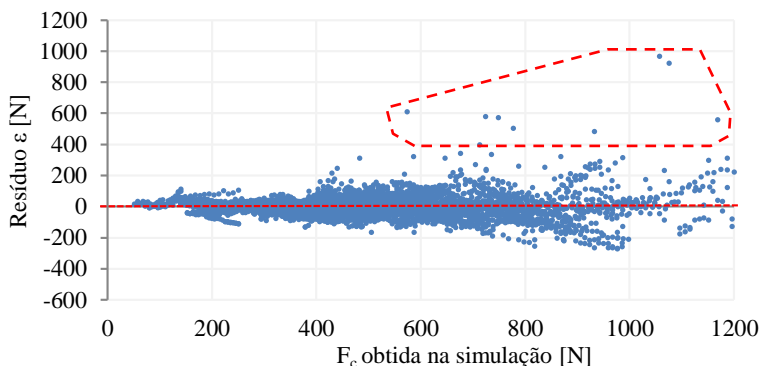
Neste modelo, a área dos flancos secundários, que está relacionada com o aumento da força de corte em relação ao incremento da profundidade de penetração no corpo de prova, está ligada diretamente com o número do passe. De modo a simplificar e padronizar os valores para todas as brochas foi utilizado o número do passe ao invés da área do flanco secundário para desenvolver o modelo. Esta escolha não reflete uma perda representativa da precisão da simulação, visto que existe uma relação linear entre a área dos flancos secundários e o número do passe. Para um melhor detalhamento de como se obteve o modelo verificar o Apêndice A.

A equação (52) mostra o modelo de regressão múltipla obtido.

$$\frac{F_c}{b} = -32,19 + 22,80(Np)^{0,3} + 2137,66(Ht)^{0,8} + 1,53(Nd)^2 + 1,83(Rv) - 28,22(Mt) \quad (52)$$

O coeficiente de determinação obtido foi $R^2 = 0,898$, ou seja, o modelo explica 89,8% da variabilidade dos dados. Para verificar se o modelo obtido se aplica aos dados em análise, plotou-se os resíduos obtidos para cada observação, mostrado na Figura 116

Figura 116 – Gráfico dos resíduos para o modelo da equação (52).

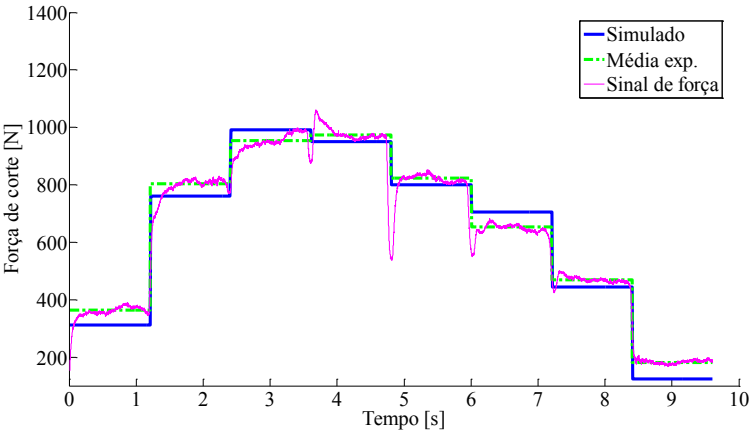


Fonte: o autor.

Como pode ser observado no gráfico da Figura 116, os resíduos apresentados não indicam qualquer inadequação séria do modelo, com exceção dos pontos destacados pela região tracejada. Estes pontos indicam a presença de *outliers*. Existem algumas regras para a eliminação de *outliers*, porém, estes pontos podem fornecer informações de interesse sobre circunstâncias não usuais que podem ter ocorrido durante a realização dos experimentos, como, por exemplo, a existência de inclusões ou porosidades no material usinado ou ainda alguma anormalidade na formação do cavaco. Pode-se citar como exemplo desta anormalidade a ocorrência de cavacos aderidos ao gume da ferramenta que resultariam em picos na F_c mais elevados para os passes subsequentes.

A equação (52) foi empregada no algoritmo de simulação do brochamento linear e a Figura 117 mostra o resultado da simulação para o passe 2 do ensaio 5.

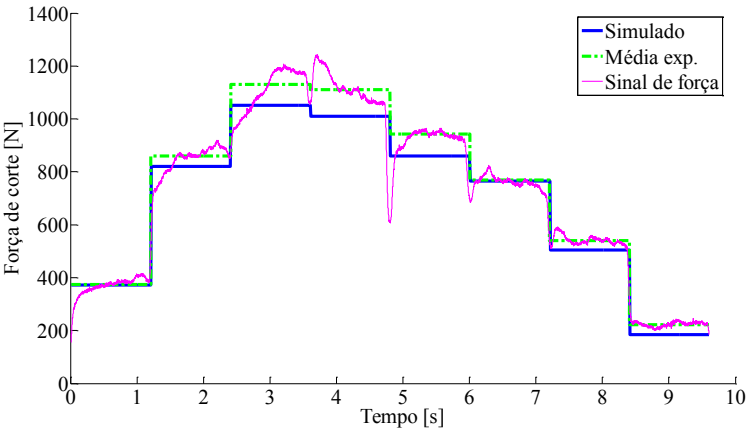
Figura 117 – Resultado da simulação utilizando RM do E5P2A3CP1040/30.



Fonte: o autor.

A Figura 118 mostra o resultado da simulação utilizando regressão múltipla para o passe 12 do ensaio 5, ou seja, é o mesmo ensaio da Figura 117 com a variação no número do passe. Pode-se verificar que a simulação leva em conta o número do passe, aumentando o valor da F_c em decorrência da profundidade de penetração da ferramenta no corpo de prova. Todos os patamares de F_c tiveram um aumento em seu valor que foi ocasionado exclusivamente pelo incremento do passe.

Figura 118 – Resultado da simulação utilizando RM do E5P12A3CP1040/30.



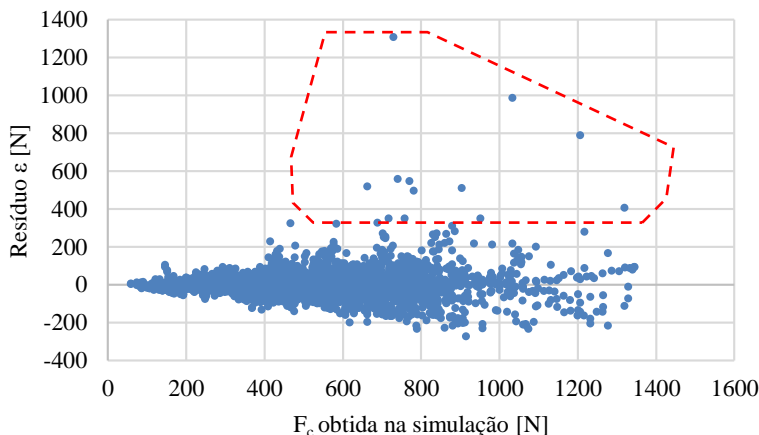
Fonte: o autor.

6.3 MODELO DE REDES NEURAIS ARTIFICIAIS

Foram analisadas várias topologias de rede neural (RN) para se buscar a mais adequada, ou seja, a RN que tivesse a melhor relação entre o erro apresentado e o tempo computacional. Isto foi realizado analisando-se a dispersão do resíduo, ou seja, o desvio padrão da diferença entre o valor simulado e o valor esperado. Para isso, primeiramente definiu-se o tipo de RN a ser utilizado, no caso a *Perceptron* multicamadas proposta por Rummelhart *apud* Machado et al. [96]. Em seguida foi elaborado um algoritmo que seleciona qual topologia de rede neural apresenta menor dispersão dos resultados. Isto foi feito variando-se o número de camadas e o número de neurônios incrementalmente, ou seja, partindo-se de uma condição inicial de 1 neurônio e 1 camada oculta, incrementando-se até 3 camadas e 30 neurônios por camada. O algoritmo inicialmente gera a primeira rede neural, calcula o desvio padrão do erro e salva este valor em uma variável. No algoritmo também são salvas as características topográficas desta rede e ao fim é gerada uma função que pode ser utilizada em outro algoritmo, no caso o programa de simulação do brochamento. Esta função contém todos os pesos e características desta rede neural e permite que com os dados de entrada se obtenha a F_c . Em seguida o algoritmo incrementa o número de neurônios e gera uma nova rede neural. O novo desvio padrão do erro é calculado e, caso seja menor que o anterior, uma nova função é criada e substitui a antiga, de modo que ao fim da rodada deste algoritmo, a rede neural que gerou o menor desvio padrão do erro é selecionada para utilização. Para alcançar uma maior confiabilidade nos resultados, este processo foi repetido 5 vezes e, ao fim deste ciclo total, pode-se concluir que a rede neural mais adequada para estes dados é a que utiliza 3 camadas ocultas com 25 neurônios em cada camada. Para se visualizar informações mais detalhadas sobre RN verificar item 2.6.6 e Apêndice B.

O coeficiente de determinação R^2 obtido foi de 0,918, ou seja, o modelo explica 91,8% da variabilidade dos dados. A Figura 119 mostra o resíduo obtido para todos os dados gerados através da simulação com RN. Destaca-se na área tracejada em vermelho a existência de *outliers*.

Figura 119 – Gráfico dos resíduos para o modelo de RN.



Fonte: o autor.

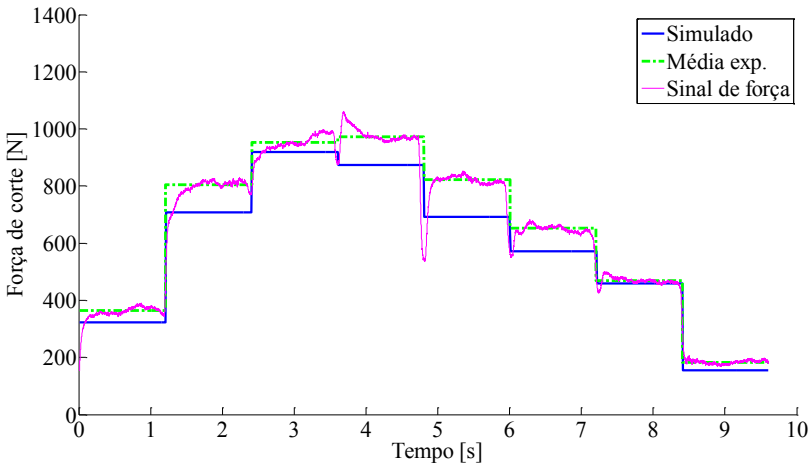
A Figura 119 indica que não existe uma inadequação séria do modelo. Apresenta, possivelmente, uma tendência de crescimento da variância conforme aumenta-se a magnitude da F_c , no entanto esta constatação não inviabiliza o modelo, apenas é um indicativo de que o modelo poderá gerar parâmetros menos eficientes [95].

Para a geração do modelo de redes neurais foram utilizadas as seguintes variáveis:

- N_p - O número do passe, variando de 1 a 13;
- H_t - Altura total dos gumes atuantes, ou seja, a soma das espessuras de usinagem dos gumes atuantes simultaneamente;
- N_d - Número de dentes, variando de 1 a 3;
- R_v - O revestimento, sendo considerado o valor de 1 para as brochas com revestimento e 0 para as brochas sem revestimento;
- M_t - O material, sendo considerado o valor 1 para o aço ABNT 1040 e 0 para o aço ABNT 1020;

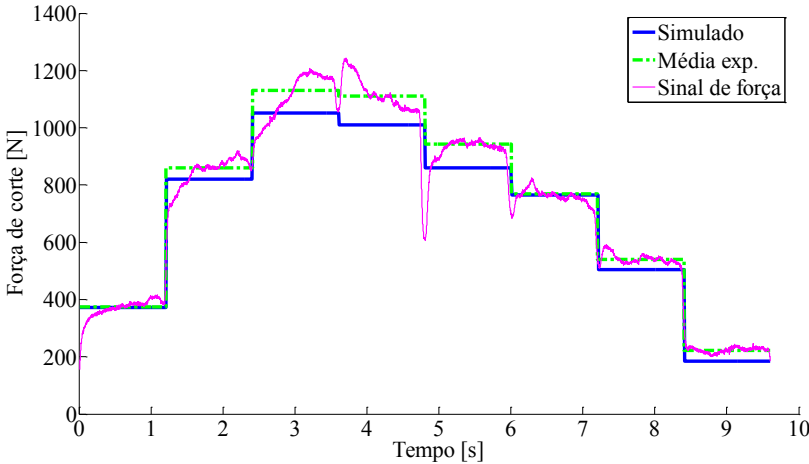
A função obtida com RN foi utilizada no algoritmo para simular o brochamento linear e a Figura 120 e Figura 121 mostram o resultado da simulação para o ensaio 5. Na Figura 120 é mostrado o passe 2 e na Figura 121 o passe 12 deste mesmo ensaio. Conforme se observa, existe um aumento na força de corte tanto no sinal experimental quanto no sinal simulado.

Figura 120 – Resultado da simulação utilizando RN do E5P2A3CP1040/30.



Fonte: o autor.

Figura 121 – Resultado da simulação utilizando RN do E5P12A3CP1040/30.



Fonte: o autor.

6.4 COMPARAÇÃO ENTRE MÉTODOS UTILIZADOS NA SIMULAÇÃO DO BROCHAMENTO LINEAR

Para identificar a metodologia que apresenta resultados de simulação mais próximos dos valores experimentais, compararam-se os valores obtidos pelas simulações com os dados experimentais através da diferença entre o valor simulado e o valor experimental. Com esta diferença é possível identificar a metodologia que apresenta menor dispersão entre o valor simulado e o experimental e qual metodologia apresenta valores que, em sua média, mais se aproximam dos valores experimentais. A tabela 8 apresenta os resultados da média e do desvio padrão da amostra para as diferentes metodologias empregadas neste trabalho. Os resultados mostrados na Tabela 11 levam em consideração todos os ensaios realizados. A metodologia que mais se afasta do valor médio é a que emprega a equação de Kienzle com os valores tabelados. Os valores apresentados na Tabela 11 podem ser utilizados para possíveis correções dos valores simulados. Neste caso, como foram analisadas todas as combinações de ensaios realizados, estes valores podem ser utilizados para a correção de qualquer uma destas combinações, não importando qual material utilizado como corpo de prova, qual a profundidade de penetração da brocha no corpo de prova ou quantos gumes estão agindo simultaneamente. Uma análise mais detalhada acerca do material e a quantidade de gumes atuantes será apresentada posteriormente.

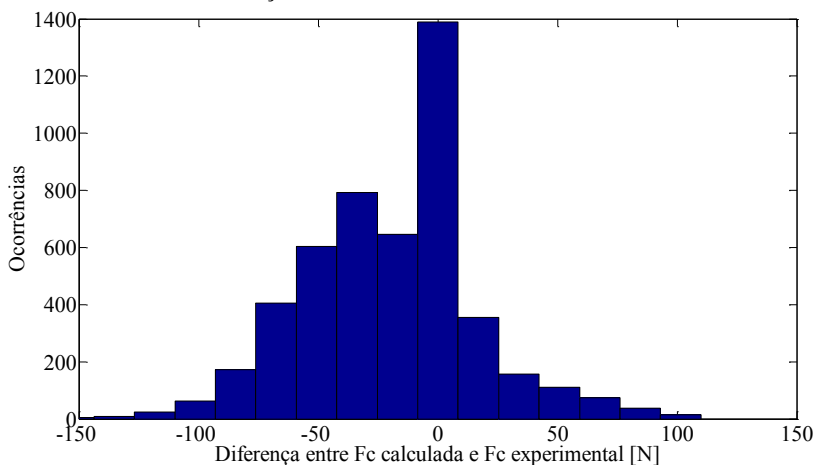
Tabela 11 – Tabela das médias e desvio padrões das metodologias

Metodologia	Média [N]	Desvio padrão [N]
Kienzle tabelado	-20	39
Kienzle calculado	6	31
RM	0	24
RN	-1	22

Fonte: o autor

A Figura 122 mostra o histograma da diferença entre o valor simulado da F_c , obtidos através da equação de Kienzle com os valores tabelados, e o valor experimental.

Figura 122 – Avaliação do erro da simulação utilizando as constantes de Kienzle tabeladas sem correção.

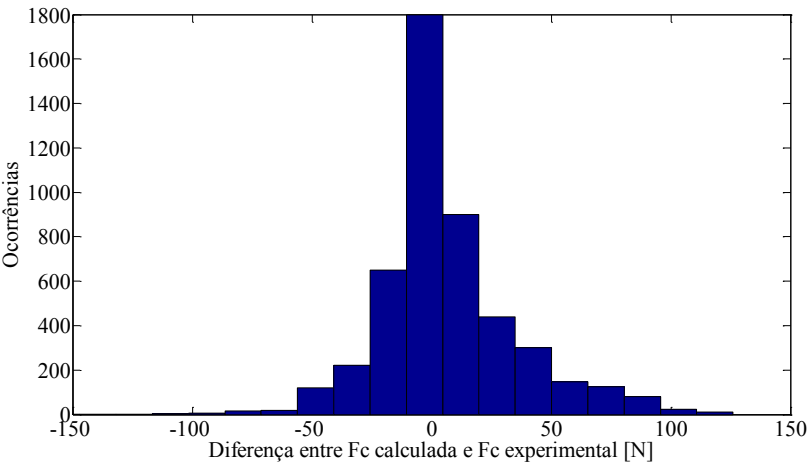


Fonte: o autor.

Verifica-se uma assimetria no histograma da Figura 122 com o deslocamento da média para valores negativos, indicando que os valores simulados são menores que os valores experimentais. Na impossibilidade de realizar ensaios para a determinação das constantes da equação de Kienzle é possível empregar os valores tabelados para fazer a simulação, desde que se corrijam os valores de saída da simulação. Neste caso, é aconselhável tratar desta assimetria na média como um erro sistemático e acrescentar ao valor de saída para a F_c a média obtida, que é de aproximadamente 20N. Caso se deseje aumentar o fator de segurança no projeto da brocha, é importante considerar o desvio padrão da amostra, devendo-se acrescentar ao valor da F_c obtida na simulação o valor do desvio padrão multiplicado por dois, para um nível de confiança de 97,8% ou multiplicado por três, para um nível de confiança de 99,9%.

A Figura 123 mostra o histograma do erro obtido na simulação da equação de Kienzle utilizando as constantes da equação obtidas experimentalmente. Para esta simulação o valor da média pode ser considerado como de aproximadamente 6N e pode ser tratado como um erro sistemático. Para se efetuar um ajuste corretivo devido a este erro sistemático deve-se subtrair 6N no valor simulado. No caso de se considerar o desvio padrão da amostra, deve-se somar ao valor simulado a quantidade referente a dois ou três desvios padrões, dependendo do fator de segurança que se deseja.

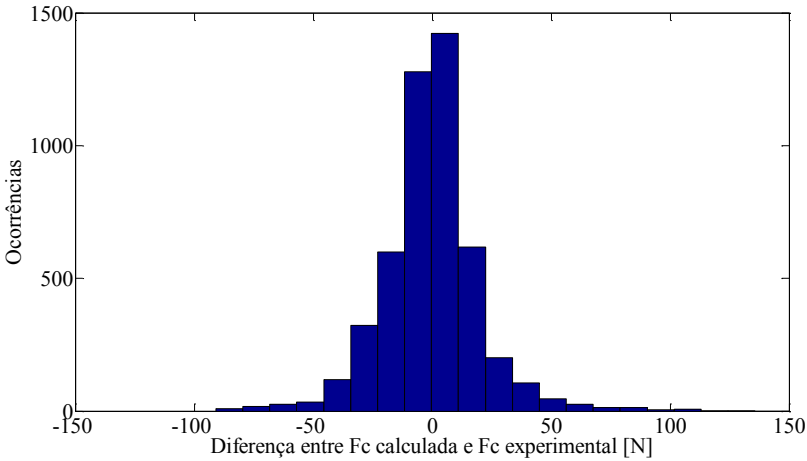
Figura 123 – Avaliação do erro da simulação utilizando a equação de Kienzle com os valores calculados a partir dos dados experimentais.



Fonte: o autor.

A Figura 124 apresenta o histograma do erro obtido na simulação utilizando a regressão múltipla. A média é próxima de 0N e o desvio padrão é de 24N. Para este caso, não existe necessidade de uma correção para o erro sistemático, no entanto, pode-se aumentar o fator de segurança utilizando o desvio padrão para compensar os erros aleatórios.

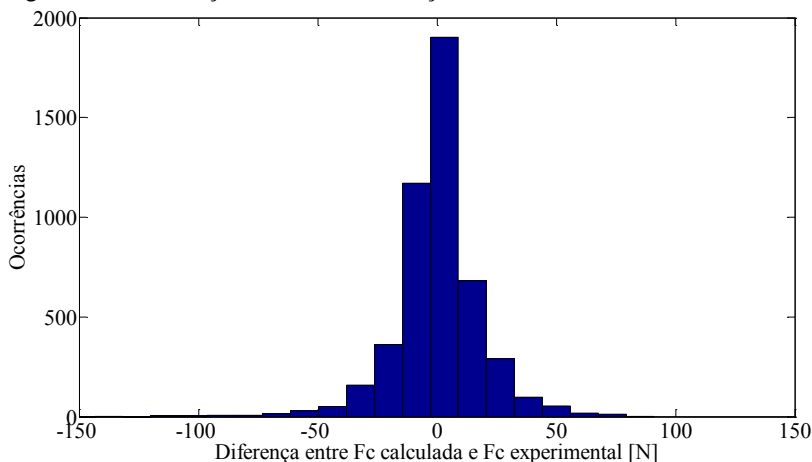
Figura 124 – Avaliação do erro da simulação utilizando regressão múltipla.



Fonte: o autor.

A Figura 125 apresenta o histograma do erro obtido pela simulação da rede neural. A média pode ser considerada aproximadamente 0N e o desvio padrão é de cerca de 22N. Esta simulação apresentou um resultado próximo ao obtido através da regressão múltipla, com uma dispersão sensivelmente menor do que a obtida na RM

Figura 125 – Avaliação do erro da simulação utilizando RN.



Fonte: o autor.

Para obter uma melhor aproximação entre os valores simulados e experimentais pode-se efetuar uma análise que verifique o comportamento da F_c quando separados pelo número de gumes agindo simultaneamente e também separados pelo tipo de material a ser usinado. Sendo assim, os resultados para as médias e desvios padrões em relação ao número de gumes atuantes são mostrados na Tabela 12.

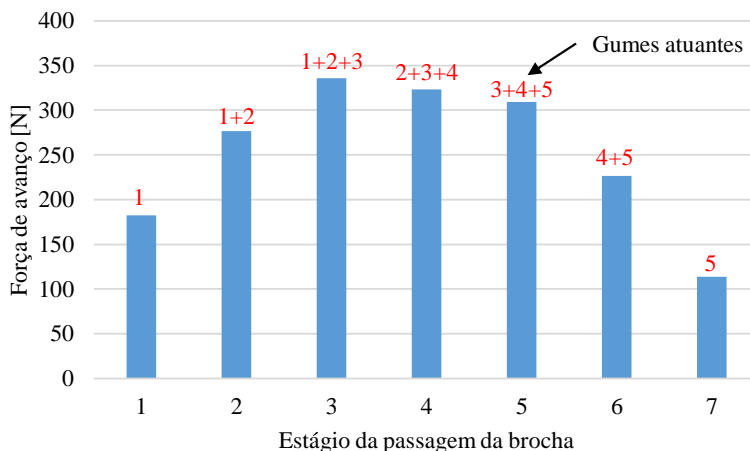
Tabela 12 – Média e desvio padrão dos erros das diferentes metodologias utilizadas.

Metodologia	Nº de gumes	ABNT 1040		ABNT 1020	
		Média [N]	σ [N]	Média [N]	σ [N]
Kienzle tabelado	1 gume	-3	13	-43	23
	2 gumes	12	28	-54	44
	3 gumes	35	42	-	-
Kienzle calculado	1 gume	0	18	-4	21
	2 gumes	18	29	23	47
	3 gumes	30	40	-	-
RM	1 gume	2	9	-1	19
	2 gumes	-5	22	3	43
	3 gumes	1	31	-	-
RN	1 gume	0	8	0	16
	2 gumes	0	19	-1	40
	3 gumes	1	30	-	-

Fonte: o autor.

Os resultados apresentados na Tabela 12 indicam que, de um modo geral, as simulações de 1 gume são as que apresentaram menor dispersão dos resultados e também, com exceção da simulação na qual foram utilizadas as constantes de Kienzle tabelados para o aço ABNT 1020, as simulações de 1 gume foram as que apresentaram a média mais próxima dos valores experimentais. Esta dispersão maior nos ensaios com 2 e 3 gumes ocorreu, provavelmente, devido à inadequada rigidez do sistema onde foram realizados os experimentos. Em decorrência da ação da força de avanço, ocorre um deslocamento da linha de centro do corpo de prova, o que afeta a espessura de usinagem. Assim, este deslocamento da linha de centro resulta que a espessura de usinagem real seja menor do que a espessura de usinagem teórica. Este fato foi comprovado experimentalmente, no entanto não foi possível quantificar este efeito dinamicamente de modo a permitir uma correção. Este efeito é tanto maior quanto maior for a força de avanço, e, como a força de avanço aumenta com o número de gumes atuantes, infere-se que este efeito é maior quanto mais gumes estiverem atuantes simultaneamente, como mostra a Figura 126 que apresenta o sinal médio da força de avanço do ensaio 1.

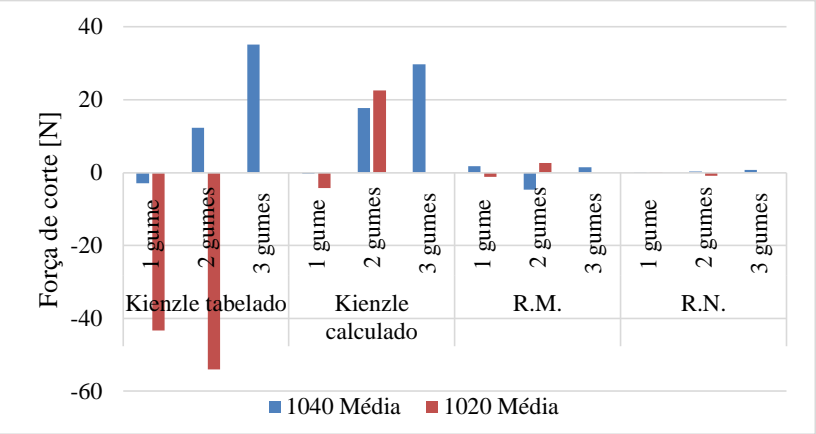
Figura 126 – Força de avanço média do ensaio 1.



Fonte: o autor.

A Figura 127 mostra os resultados das médias dos erros da Tabela 12. Conforme pode-se observar, as simulações que utilizaram o modelo de Kienzle foram as que mais se afastaram da média, principalmente quando 2 ou 3 gumes estão atuando simultaneamente. Este fato decorre da natureza simplificada do modelo de Kienzle. Tanto a metodologia de regressão múltipla quanto a de redes neurais são capazes de assimilar em seus modelos a influência de um número maior de variáveis. Neste caso, existe uma influência do deslocamento do corpo-de-prova em relação à sua linha de centro durante a execução dos ensaios, conforme descrito no parágrafo anterior.

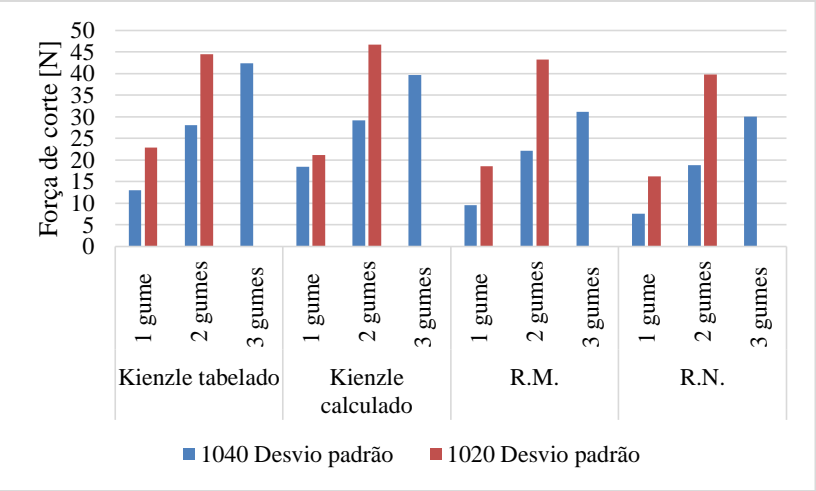
Figura 127 – Médias dos erros referentes à Tabela 12.



Fonte: o autor.

Quando analisadas as metodologias, tanto a simulação por RN quanto por RM apresentaram os resultados com menor dispersão, como mostra a Figura 128, sendo que a simulação por rede neural resultou em uma dispersão em torno de 15 a 25% menor que a simulação por regressão múltipla.

Figura 128 – Desvio padrão dos erros referentes à Tabela 12.



Fonte: o autor.

7 SIMULAÇÃO DO BROCHAMENTO HELICOIDAL

Para a simulação do brochamento helicoidal foi utilizada a geometria da brocha apresentada no Capítulo 4. A partir de dados de entrada geométricos primários, com a aplicação dos modelos apresentados no Capítulo 4 é possível conhecer a cinemática da brocha e simular o processo de brochamento helicoidal. Para a simulação do modelo de força foram utilizadas 4 diferentes abordagens – equação de Kienzle, cujas constantes foram retiradas de tabelas da literatura, equação de Kienzle utilizando os experimentos para cálculo das constantes, regressão múltipla e redes neurais. Destas quatro, uma delas não necessita de ensaios, já que os valores das constantes de Kienzle tabelados e que foram empregados para a simulação podem ser encontrados na literatura. Faz parte deste trabalho, inclusive, verificar se a equação de Kienzle é adequada para simular o brochamento helicoidal.

Para poder verificar e comparar os dados resultantes das simulações foi elaborado um programa utilizando o Matlab® como plataforma base. Este programa utiliza uma interface gráfica para facilitar a entrada de dados e permite a análise dos resultados fornecendo diversos dados de saída, em forma gráfica ou textual.

A Tabela 7 mostra os dados de entrada utilizados para a simulação da geometria e que servem como entrada para a simulação dos modelos de força em conjunto com os dados da Tabela 13.

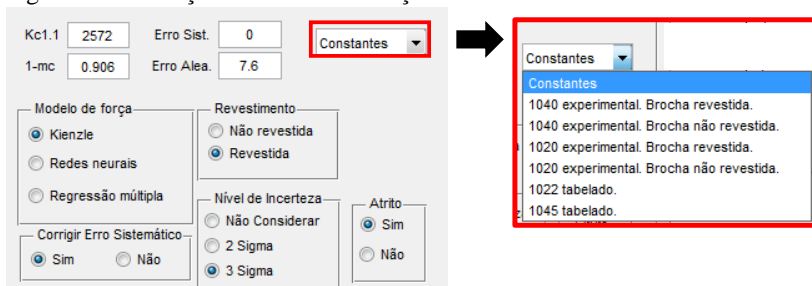
Tabela 13 – Parâmetros de entrada para a simulação dos modelos de força.

Variáveis de entrada	Valor
Velocidade de corte	10m/min
Comprimento peça	15mm
Ângulo de saída	20°
Altura do canal do dente	3mm
Seleção do modelo de força	

Fonte: o autor.

O programa permite selecionar o tipo de modelo de força a ser simulado, utilizando uma das 4 metodologias apresentadas. Também possibilita corrigir os valores, tanto em relação ao erro sistemático como em relação ao erro aleatório para todos os modelos, bem como considerar ou não a influência do atrito para os modelos de Rede Neural e Regressão Múltipla. A Figura 129 apresenta a seleção dos modelos de força disponíveis presente no programa desenvolvido para o brochamento helicoidal.

Figura 129 – Seleção do modelo de força.

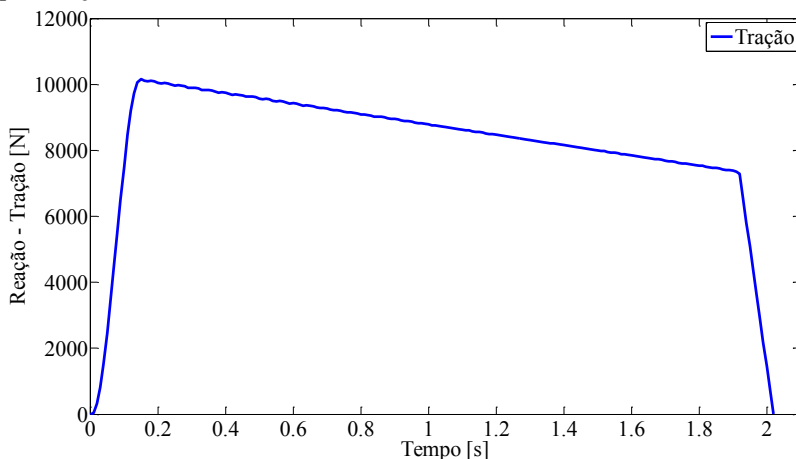


Fonte: o autor.

Como saídas deste algoritmo, apresentam-se em forma de gráfico os seguintes valores de interesse: potência de corte, torque, tração, tensão cisalhante, tensão normal e tensão principal. Além disto, também são apresentados em dados numéricos, os valores máximos de potência, tração, torque e tensão principal bem como o instante em que os mesmos acontecem. Também são dados de saída o passo médio entre os dentes, a penetração de avanço médio e o tempo de usinagem.

Como resultados para a simulação tem-se que a somatória da força de corte dos gumes resulta em uma força de tração e um torque, que variam ao longo da ferramenta e ao longo do tempo. Para a força de tração, o comportamento típico obtido para todos os modelos, com exceção dos modelos que levam em conta o atrito, é mostrado na Figura 130. A força de tração, partindo do valor 0N, aumenta de acordo com a entrada dos gumes na peça que está sendo usinada e atinge seu valor máximo no tempo de 0,15s. Este fato decorre por ser este o trecho da brocha onde os gumes terão sua maior largura e, como a espessura de usinagem permanece praticamente a mesma, será nesta região inicial que irá surgir o maior volume de cavaco.

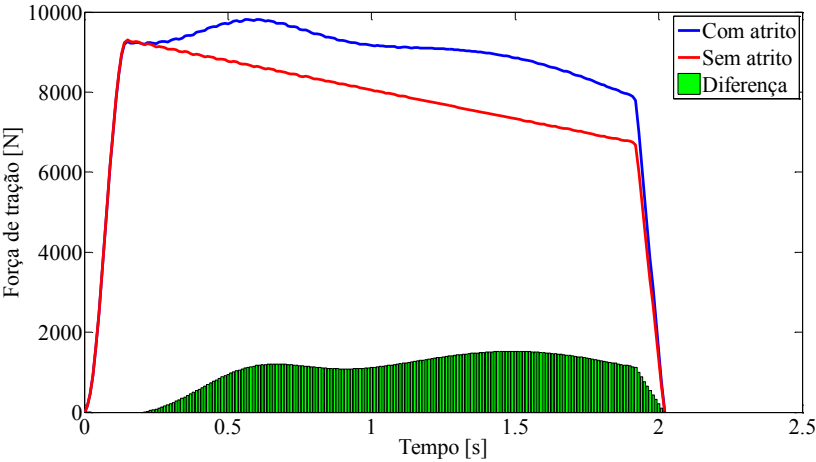
Figura 130 – Força de tração sobre a brocha da simulação utilizando Kienzle para o aço ABNT 1040.



Fonte: o autor.

Ao se considerar a influência do atrito sobre a força de corte, e por extensão, como parte integrante da força de tração à qual a brocha é submetida, o comportamento da força de tração é diferente quando comparada à simulação sem o atrito. A Figura 131 mostra a simulação da força de tração utilizando redes neurais para o aço ABNT 1040, onde fica evidenciada a influência do atrito, representado pela curva azul, em comparação com a simulação que não leva o atrito em consideração, representada pela curva em vermelho. Conforme a Figura 131, além da força de tração alterar seu comportamento praticamente ao longo de todo o tempo de usinagem, também o pico de força de tração máxima é deslocado para o instante $t=0,65s$.

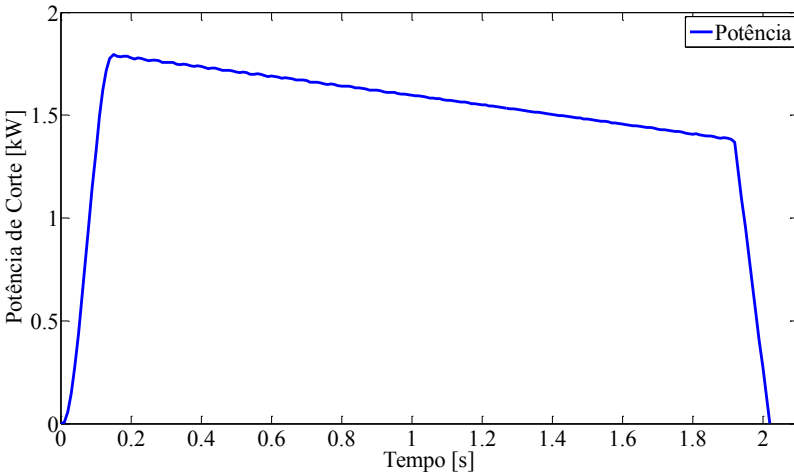
Figura 131 – Força de tração com e sem a influência do atrito para o aço ABNT 1040. Simulação utilizando redes neurais.



Fonte: o autor.

A Figura 132 mostra a curva típica obtida da simulação para a potência de corte utilizando a equação de Kienzle sem as correções. O seu comportamento reflete o comportamento da força de tração.

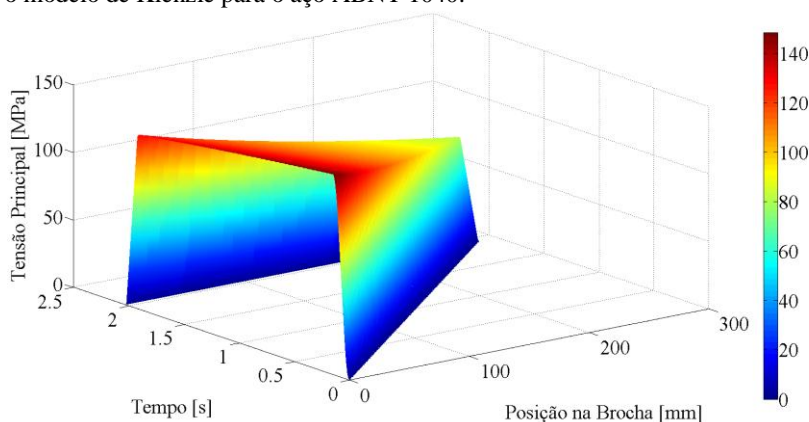
Figura 132 – Potência de corte da simulação utilizando Kienzle para o aço ABNT 1040.



Fonte: o autor.

A Figura 133 mostra o gráfico obtido para a tensão principal. Pode-se analisar a variação da tensão principal em relação ao tempo ou ao longo da extensão da brocha. Quando analisada em relação à posição, pode-se observar que a tensão máxima ocorre na extremidade inicial da ferramenta. Isto decorre principalmente por ser nesta região que se localiza a menor área da seção transversal. Quando a tensão principal é observada em relação ao tempo, o pico de tensão máxima pode variar, de acordo com a influência dos diversos fatores que agem sobre a força de tração e o torque.

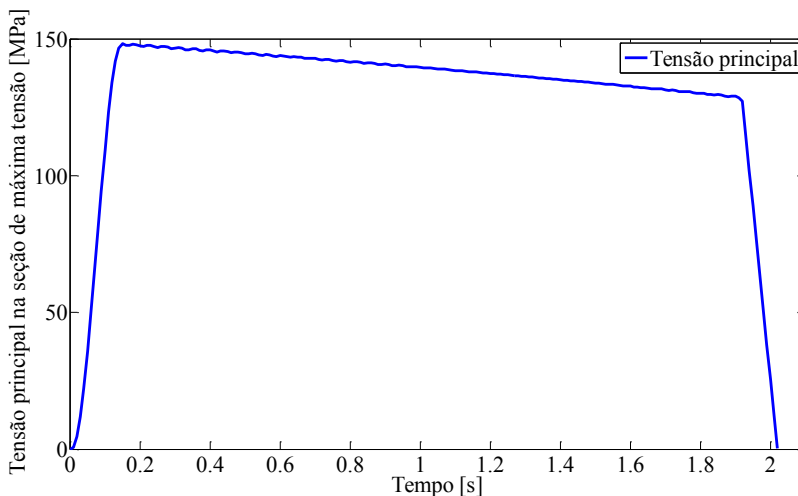
Figura 133 – Tensão principal vs. tempo vs. posição para a simulação utilizando o modelo de Kienzle para o aço ABNT 1040.



Fonte: o autor.

Como é de interesse de projeto o valor de tensão principal máxima, o programa permite obter o gráfico da tensão principal máxima na seção transversal onde ocorre este valor e visualizar seu comportamento ao longo do tempo, como é mostrado na Figura 134. Este valor de máximo também é obtido através de um campo de saída numérico no programa de simulação.

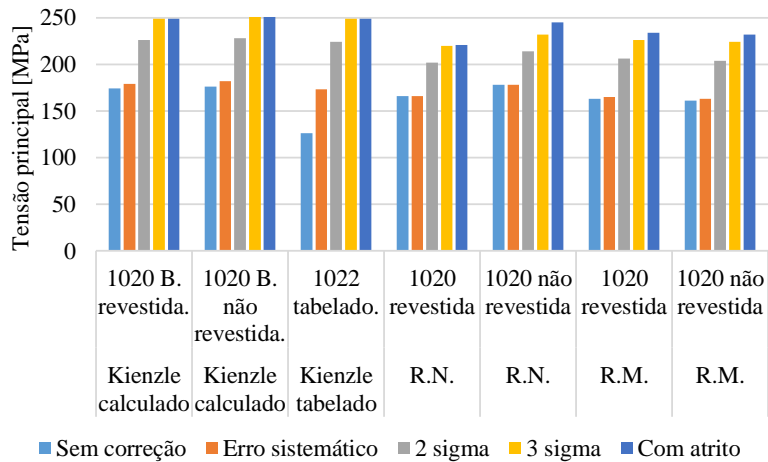
Figura 134 – Tensão principal vs. tempo na seção de tensão principal máxima.



Fonte: o autor.

Como forma de avaliar a aplicabilidade do programa e sua possível validação de resultados, foram simuladas todas as condições de ensaios realizadas neste trabalho. A Figura 135 mostra os resultados das máximas tensões principais para o aço ABNT 1020. Nela, cada grupo de barras apresenta uma configuração e metodologia de ensaio diferente e dentro de cada grupo existe uma subdivisão que mostra os resultados com as correções, separadas em cores. Neste gráfico, dentro de cada subgrupo de barras, as correções são cumulativas e apresentadas da esquerda para a direita, sendo que na extrema esquerda é apresentada a tensão principal, sem correção, seguida da tensão principal somada à correção devido ao erro sistemático. Em seguida, na próxima barra à direita em cor cinza, é apresentada a correção que leva em conta a incerteza dos resultados. Neste caso, dois desvios padrões são somados à correção anterior. Na barra seguinte, na cor amarela, a correção da incerteza com três desvio padrões é apresentada. Por fim, na extrema esquerda de cada subgrupo, é mostrada a correção em decorrência do atrito. Este valor apresenta o “pior caso”, visto que é a soma de todas as correções e pode ser utilizado para o dimensionamento da ferramenta. Todas as correções foram feitas com base na Tabela 12, que mostra as médias e desvios padrões dos erros entre os experimentos e as simulações realizadas no Capítulo 6.

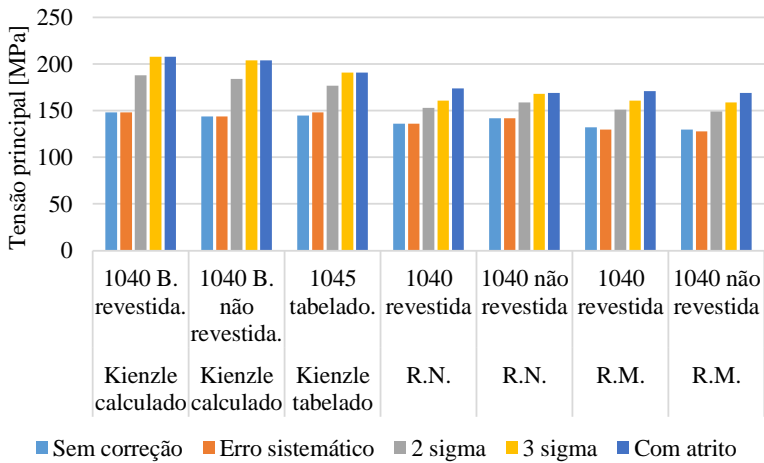
Figura 135 – Tensão principal máxima para as diferentes metodologias utilizadas no brochamento do aço ABNT 1020.



Fonte: o autor.

A Figura 136 apresenta os resultados para a tensão principal máxima para o aço ABNT 1040. Conforme mostra a Figura 136 os valores obtidos na simulação utilizando a equação de Kienzle, tanto com as constantes experimentais quanto as tabeladas, os valores foram aproximadamente 25% maiores que os valores obtidos com a simulação utilizando redes neurais e regressão múltipla. Este fato ocorre principalmente porque a simulação utilizando Kienzle não considera a influência do atrito em seu modelo, o que faz com que a dispersão do erro seja maior. Pode-se observar também que os valores máximos que consideram o acúmulo de todas as correções, no caso a barra representada em cor azul, para as simulações com redes neurais e regressão múltipla resultaram em valores bastante próximos.

Figura 136 – Tensão principal máxima para as diferentes metodologias utilizadas no brochamento do aço ABNT 1040.



Fonte: o autor.

A partir dos resultados apresentados na seção 4.3, onde foi realizada uma simulação pelo método dos elementos finitos de duas seções da brocha helicoidal estudada neste trabalho, é possível comparar os valores obtidos para a tensão principal através de MEF com os obtidos pelo programa desenvolvido e que utiliza as equações analíticas descritas na seção 2.5. Para isto a simulação utilizará as mesmas condições e simplificações utilizadas para se obter os resultados pelo MEF. Sendo assim, a simulação utilizará a equação de Kienzle com as mesmas constantes utilizadas para gerar o modelo com MEF, que são $k_{c1.1}=2810$ e $1-m_c=0,96$, conforme descrito no item 4.3.3.

Outra condição assumida é que o atrito não irá influenciar diretamente a F_c . Alimentando o modelo com estas condições obtém-se para a tensão principal máxima o valor de 132MPa. Considerando que a brocha tivesse uma geometria igual a um cilindro sólido, como representado pela Figura 23 (p. 52), ou seja, sem concentradores de tensão, o valor da tensão principal seria constante em cada ponto de uma dada seção transversal. No entanto a brocha helicoidal possui concentradores de tensão que elevam o valor da tensão principal. Assim, para ser possível uma comparação com o modelo proposto, deve-se utilizar valores de tensão fora da área onde existam os concentradores de tensão, ou seja, mais próximos da linha de centro da brocha. Conforme a Figura 94 (p. 141) o valor da tensão principal próximo ao núcleo da brocha situa-se entre 110 e 160 MPa, com

um valor médio de 135MPa, ou seja, muito próximo do valor obtido pelo programa desenvolvido no Matlab®. Como a tensão principal máxima obtida pelo MEF é de aproximadamente 345MPa e, conhecendo-se o valor da tensão principal fora da zona de concentração de tensão, propõe-se a utilização de um fator de segurança conforme a equação (53).

$$F. S. = \frac{\sigma_{1\max}}{\sigma_{1\text{centro}}} = \frac{345}{135} \cong 2,6 \quad (53)$$

Onde:

F.S. – fator de segurança;

$\sigma_{1\max}$ – tensão principal máxima obtida pelo MEF na zona de concentração de tensão.

$\sigma_{1\text{centro}}$ – tensão principal no núcleo da brocha.

Para o emprego deste fator de segurança basta multiplicá-lo pelo valor de tensão principal máximo dado pelo programa.

Os ensaios realizados neste trabalho foram executados com ferramentas novas que passaram por um período de pré-ensaios com vistas a estabilizar as imperfeições de seus gumes recém afiados. Em um possível cenário onde se utiliza uma brocha com desgaste avançado, pode-se prever um aumento nos esforços, principalmente em decorrência do aumento da área de contato entre a peça e o flanco da ferramenta e de possíveis mudanças no ângulo de saída efetivo em decorrência de alterações na geometria do gume devido ao desgaste. A literatura recomenda não se utilizar brochas cujo V_B seja maior do que 0,25mm, pois isto levaria ao descarte prematuro da ferramenta em decorrência da afiação [1-3, 8]. Nesta condição de $V_B=0,25\text{mm}$ Axinte [34] reporta um aumento de cerca de 100% na força passiva que ocorre na direção do avanço progressivo dos gumes, resultado semelhante ao citado por König [39] para um desgaste de $V_B=0,5\text{mm}$ para o torneamento, com um aumento no valor da força de corte de 20%. Assim, propõe-se um aumento no fator de segurança visando uma condição crítica de uso de brocha desgastada para $F.S.=3,2$.

8 CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

O objetivo principal deste trabalho foi modelar e simular o brochamento helicoidal em seus aspectos geométricos, cinemáticos e dinâmicos. Para isto foi necessário desenvolver uma modelagem matemática da geometria da brocha helicoidal, levando em conta as principais características desta ferramenta. Esta modelagem foi, então, aplicada em um algoritmo de forma a permitir a obtenção de um banco de dados com os valores geométricos que pudessem ser comparados com seus respectivos valores advindos de um desenho em CAD 3D. Este desenho foi produzido com os mesmos parâmetros de entrada do modelo matemático obtido no Matlab[®]. Os dados de geometria gerados pelo programa desenvolvido foram então utilizados em conjunto com diferentes modelos de força para prever os esforços gerados durante o processo de brochamento.

Com base nos resultados apresentados no Capítulo 4 pode-se afirmar que os modelos analíticos e numéricos apresentados para a modelagem da geometria da brocha helicoidal no Matlab[®], tanto em relação ao posicionamento e largura dos gumes como em relação à área e momento polar de inércia, são adequados para a modelagem da geometria de uma brocha helicoidal.

Os valores resultantes para a largura dos gumes obtidos através do programa desenvolvido no Matlab[®], em comparação com os valores advindos do modelo desenhado em CAD 3D, resultaram em diferenças máximas na ordem de 0,01mm. Esta diferença foi ocasionada, provavelmente, pela aproximação da geometria do perfil do gume a um segmento de circunferência, embora o mesmo seja, teoricamente, um segmento de uma hélice cônica. No entanto, sob o aspecto de previsão da força de corte, esta diferença pode ser considerada desprezível.

Em relação ao posicionamento espacial dos gumes, a comparação entre o modelo obtido no Matlab[®] com o modelo desenhado em CAD 3D indica que os dois modelos são equivalentes, apresentando uma pequena defasagem entre um e outro. Esta defasagem ocorre devido ao posicionamento angular entre a hélice das estrias e a hélice dos canais, que são ligeiramente diferentes nos dois modelos. Esta diferença não acarreta alterações na previsão dos valores para a força de corte, uma vez que o volume de cavacos gerados será o mesmo. Entretanto, esta variação pode acarretar um deslocamento de alguns micrometros da posição da força de tração no corpo da brocha em relação ao eixo z. Tal deslocamento pode, todavia, ser considerado irrelevante sob o ponto de vista de projeto.

A simulação da área da seção transversal resultou em uma diferença máxima de aproximadamente 5% e em torno de 6% para o momento polar de inércia. Esta variação entre o valor obtido pelo programa em Matlab® e através do CAD 3D foi maior na primeira seção transversal comparada, que está localizada sobre a origem do sistema de coordenadas utilizado. É importante ressaltar que a metodologia utilizada na obtenção dos valores do momento polar de inércia de uma brocha helicoidal empregada neste trabalho exigiu o desenvolvimento de algumas técnicas não encontradas na literatura, tratando-se portanto de uma contribuição inédita deste trabalho para o estudo do assunto.

Para a formação de um banco de dados com valores experimentais capazes de alimentar os modelos de força desenvolvidos, foram necessários ensaios de brochamento com ferramentas de múltiplos gumes. Estes ensaios forneceram dados acerca da variação da força de corte em relação à espessura de usinagem e também permitiram verificar a influência do atrito nos flancos secundários na grandeza da força de corte. Estes ensaios serviram também para validar os modelos de força desenvolvidos e permitir a obtenção de intervalos de confiança para a aplicação de cada modelo no brochamento helicoidal. Com os resultados apresentados no Capítulo 5 é possível verificar que, mantendo-se todas as outras variáveis constantes, com a alteração apenas da profundidade de penetração da brocha no corpo de prova, ocorre um aumento na força de corte. Este aumento é ocasionado, provavelmente, em decorrência do atrito das paredes da peça usinada com os flancos secundários da ferramenta. Novamente aqui não foram encontrados na literatura estudos que relacionem a profundidade de penetração da brocha com um aumento da força de corte, tratando-se, portanto, de outra contribuição inédita deste trabalho para uma maior compreensão do processo de brochamento helicoidal.

Para a simulação da força de corte foram utilizadas quatro metodologias. Duas destas empregaram o modelo de força proposto por Kienzle, sendo que em uma metodologia empregaram-se os valores tabelados das constantes da equação de Kienzle e na outra foram utilizados valores obtidos experimentalmente para as constantes $k_{c1.1}$ e $1-m_c$. A terceira metodologia fez uso de uma regressão múltipla e para a quarta metodologia foram empregadas redes neurais para modelar o comportamento da força de corte.

Em relação à utilização do modelo de Kienzle para previsão da força de corte no brochamento é aconselhável, sempre que possível, a obtenção das constantes da equação experimentalmente, com ensaios executados nas faixas de espessura de usinagem a que se pretende simular a

força de corte, conforme Victor *apud* Schroeter [61]. No entanto, conforme mostrado na Tabela 12, é possível utilizar a equação de Kienzle com os dados das constantes obtidos na literatura para simular o brochamento, desde que se aplique um fator de segurança adequado. Quando comparadas, a simulação que utilizou o modelo de Kienzle tabelado e a que empregou o modelo de Kienzle com dados experimentais, os valores obtidos resultaram em uma média e um desvio padrão do erro muito próximos, no caso do brochamento de aço ABNT 1040. Para o aço ABNT 1020 houve uma diferença para a média de aproximadamente 50N entre as duas metodologias que utilizaram o modelo de Kienzle. Estes 50N representam cerca de 15% de diferença em relação ao valor médio da força de corte dos ensaios com o aço ABNT 1020 e cerca de 5% em relação ao valor máximo. Neste trabalho, esta diferença pode ser tratada como um erro sistemático e, portanto, corrigida, permitindo a utilização do modelo. Isto indica que para materiais com maior ductilidade do que o aço ABNT 1040, diante da impossibilidade de se realizar ensaios para obter as constantes da equação de Kienzle, é indicado um aumento no fator de segurança.

Os resultados obtidos para a simulação do brochamento linear utilizando o modelo com regressão múltipla apresentaram menor dispersão do que as simulações que fizeram uso do modelo de Kienzle. Outra vantagem desta metodologia é que se obtém uma equação para a força de corte, diferentemente do que ocorre quando da utilização de redes neurais. Com esta equação torna-se possível a análise dos coeficientes obtidos e a verificação da influência de cada um sobre a força de corte. Das quatro metodologias utilizadas, a simulação com regressão múltipla foi a que demandou mais recursos computacionais para convergir a uma solução.

Com a metodologia de redes neurais, os resultados obtidos foram os que apresentaram menor dispersão dentre as quatro metodologias empregadas. A utilização de redes neurais para a previsão da força de corte com finalidades de auxiliar no projeto de novas ferramentas para o brochamento não foi relatada na literatura da área até o momento, de forma que trata-se de uma contribuição inédita deste trabalho aos estudos na área.

De um modo geral pode-se estabelecer uma hierarquia de aplicação entre as metodologias apresentadas em função da complexidade em se obter os dados experimentais. Diante da impossibilidade de realizar ensaios, pode-se empregar a metodologia que utiliza o modelo de Kienzle com as constantes tabeladas. Caso seja possível a realização de ensaios nas faixas de espessura de usinagem adequados, reproduzindo-se as condições próximas do processo de brochamento, pode-se obter as constantes

da equação de Kienzle. Tendo-se a possibilidade de se realizar um número suficientemente grande de ensaios pode-se utilizar redes neurais para a modelagem da força de corte. Com este mesmo número de ensaios torna-se possível a obtenção também de um modelo de regressão múltipla.

Em relação à adequação de se utilizar uma brocha linear de seis gumes na obtenção de dados que possam ser utilizados para a previsão dos esforços no brochamento helicoidal, verifica-se que ao posicionar-se o referencial sobre um gume da brocha helicoidal, a cinemática deste gume equivale à do brochamento linear. Vale ressaltar que no presente estudo, onde tanto a brocha helicoidal, apresentada no Capítulo 4, quanto a brocha linear, utilizada para os ensaios e validação e apresentada no Capítulo 3, realizam o corte ortogonal. Pode-se afirmar que as quatro metodologias utilizadas para modelar a força de corte são adequadas e podem ser utilizadas para a simulação do brochamento helicoidal.

A simulação de tensões com emprego de MEF e apresentada no item 4.3 evidencia a existência de uma distribuição irregular da tensão principal. Esta distribuição é aproximadamente constante na região do núcleo da brocha e ao se aproximar da região que compõe a região da bolsa de cavacos próximo à superfície, a tensão principal atinge seu máximo. Os resultados apresentados no item 4.3 para a tensão principal, próximos ao núcleo da brocha, forneceram valores bastante próximos aos encontrados na simulação com Matlab® apresentados no Capítulo 7, quando utilizadas as mesmas constantes de Kienzle para aplicação da carga sobre os gumes em ambos os modelos. Esta aproximação dos resultados serve como referência na obtenção de um fator de segurança relativo à tensão principal no núcleo da brocha helicoidal.

Como sugestões para trabalhos futuros pode-se citar:

- Verificar a hipóteses de que a microgeometria dos gumes afeta a quantidade de sobremetal que é deformado elasticamente e que influencia na pressão exercida sobre os flancos secundários, o que eleva a força de corte. Para isto é necessário um levantamento completo da topografia desta região do gume. Para uma avaliação da influência desta pressão exercida pela peça usinada sobre os flancos secundários sugerem-se simulações com MEF;

- Verificar a influência da utilização de meios lubrificantes sobre o processo de brochamento, visto que este processo normalmente ocorre com emprego de fluidos de corte;

- Realizar ensaios minimizando-se a influência das deformações elásticas no sistema como um todo. Para isto é necessária a construção ou

adaptação de um sistema com uma rigidez maior do que a bancada de ensaios desenvolvida e utilizada neste trabalho;

- Refinar os modelos de força de redes neurais e regressão múltipla desenvolvidos neste trabalho. Para isto sugere-se separar os dados de acordo com o material e o revestimento e obter um modelo diferente para cada situação. Também cabe aqui, como sugestão, a correção do aumento da variância apresentado nos modelos.

REFERÊNCIAS

- 1 ASM. **Metals Handbook: Machining**. 9th ed. Ohio: ASM International, 1989, v. 16, 1089 p.
- 2 DROZDA, T. J.; WICK, C. **Tool and manufacturing engineer's handbook: machining**. 4th ed. Michigan: Society of Manufacturing Engineers, 1983, v. 1, p. 7.1-7.37.
- 3 STEMMER, C. E. **Ferramentas de corte II**. 3. ed. Florianópolis: UFSC, 2005.
- 4 VOGTEL, P.; KLOCKE, F.; LUNG, D. High Performance Machining of Profiled Slots in Nickel-Based-Superalloys. **Procedia CIRP**, v.14, p. 54-59, 2014.
- 5 KONG, X.; LI, B.; JIN, Z.; GENG, W. Broaching performance of superalloy gh4169 based on hay. **Journal of Materials Science & Technology**, v. 27, n. 12, p. 1178-1184, 2011.
- 6 SUTHERLAND, J. W.; SALISBURY, E. J.; HOGE, F. W. A model for the cutting force system in the gear broaching process. **International Journal of Machining and Tools Manufacturing**, v. 37, p. 1409-1421, 1997.
- 7 MO, S.; AXINTE, D.; HYDE, T.; GINDY, N. An example of selection of the cutting conditions in broaching of heat-resistant alloys based on cutting forces, surface roughness and tool wear. **Journal of Materials Processing Technology**, v.160, n. 3, p. 382-389, 2005.
- 8 YOUSSEF, H.; EL-HOFY, H. **Machining technology**. 1th ed. Boca Raton: CRC Press, 2008.
- 9 ÖZTÜRK, O. **Modeling of broaching for optimization purposes**. Dissertation (Master of Science). Sabanci University, 2003, 89 p.
- 10 KÖKTÜRK, U. **Optimization of broaching tool design**. Dissertation (Master of Science). Sabanci University, 2004, 102 p.

- 11 EHMANN, K. F.; KAPOOR, S.G.; DEVOR, R.E.; LAZOGLU, L. Machining process modeling: a review. **Journal of Manufacturing Science and Engineering**, v. 119, p. 655-663, 1997.
- 12 TRENT, E. M.; WRIGHT, P. K. **Metal Cutting**. 4th ed. Butterworth–Heinemann, 2000, 464 p.
- 13 RAO, R. **Advanced modeling and optimization of manufacturing processes**. 1st ed. London: Springer, 2011.
- 14 FURRER, D.; SEMIATIN, S. **Metals process simulation**. 1st ed. Ohio: ASM International, 2010.
- 15 VAZ, M.; OWEN, D.; KALHORI, V.; LUNDBLAD, M.; LINDGREN, L. Modelling and simulation of machining processes. **Archives of Computational Methods in Engineering**, v. 14, n. 2, p. 173-204, 2007.
- 16 CAMPOS, S. H.; CALANDRO, M. L. A produção industrial brasileira e gaúcha após a crise financeira internacional. **Indic. Econ. Fee**, Porto Alegre, v. 37, n. 4, p. 57-70, 2010.
- 17 CAVALIERI, H.; CARIO, S. A. F.; FERNANDES, R. L. F. Estrutura industrial brasileira e de Santa Catarina: alguns indícios de desindustrialização. **Indic. Econ. Fee**, Porto Alegre, v. 40, n. 3, p. 81-104, 2013.
- 18 CONCEIÇÃO, C. S. Mudança tecnológica e dinâmica industrial nas economias em desenvolvimento da América Latina e da Ásia. **Indic. Econ. Fee**, Porto Alegre, v. 41, n. 3, p. 53-66, 2014.
- 19 KISHAWY, H.; HOSSEINI, A.; MOETAKEF-IMANI, B.; ASTAKHOV, V. An energy based analysis of broaching operation: Cutting forces and resultant surface integrity. **CIRP Annals: Manufacturing Technology**, v. 61, n. 1, p. 107-110, 2012.
- 20 AXINTE, D. An experimental analysis of damped coupled vibrations in broaching. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 47, n. 14, p. 2182-2188, 2007.

- 21 HOSSEINI, S. **Model based simulation of broaching operation:** cutting mechanics, surface integrity, and process optimization. Thesis (Doctor of Philosophy), University of Ontario, Institute of Technology, 2013.
- 22 SCIENCEDIRECT. **Science, health and medical journals, full text articles and books.** Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/>>. Acesso 7 nov. 2014.
- 23 JONES, F. D.; HAMILTON, D. T.; LUCAS, C. L. **Machinery's reference series:** broaching. New York City: The Industrial Press, 1914.
- 24 VIAL, E. **Broaches and broaching.** 1st ed. New York: McGraw-Hill Book Company, 1918.
- 25 SHI, D.; AXINTE, D. A.; GINDY, N. N. Development of an online machining process monitoring system: a case study of the broaching process. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 34, p. 34-46, 2006.
- 26 MONMA, A. **Bancada para ensaios com vistas à modelagem e simulação de forças no brochamento.** Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica), Universidade Federal de Santa Catarina, 2013.
- 27 GONÇALVES, D. A. **Modelagem e simulação das forças no brochamento.** Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica), Universidade Federal de Santa Catarina, 2009, 141 p.
- 28 KLOCKE, F. **Manufacturing Processes 1**, 1st ed. Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2011.
- 29 LIMA, C. C.; MIRANDA, G. W. A. Brochamento interno de articulação em aço ABNT 1045 forjado. In: 4^o Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação, 2007. **Anais...** Estância de São Pedro: ABCM, 2007.
- 30 LIANG, S. **Mechanical engineering handbook:** Modern manufacturing. Boca Raton: CRC Press LLC, 1999.
- 31 PAUCKSCH, E. **Zerspantechnik.** 11. Aufl. Wiesbaden: Vieweg, 1996.

32 ÖZLÜ, E. *et al.* Simulation of broaching operations for tool design optimization. In: 2nd International Cirp Conference on Process Machine Interactions, 2010, Paris. **Annals...** Paris: Cirp, 2010.

33 OZTURK, O.; BUDAK, E. Modeling of broaching process for improved tool design. In: ASME International Mechanical Engineering Congress & Exposition, 2003. Washington. **Annals...** Washington: ASME, 2003, p. 291-300.

34 AXINTE, D.; GINDY, N. Tool condition monitoring in broaching. **Wear**, v. 254, n. 3, p. 370-382, 2003.

35 ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 6158**: Sistema de tolerâncias e ajustes. Rio de Janeiro, 2002.

36 SCHULZE, V.; MEIER, H.; STRAUSS, T.; GIBMEIER, J. High speed broaching of case hardening steel SAE 5120. **Procedia CIRP**, v. 1, p. 431-436, 2012.

37 LEGUTKO, S.; KLUK, P.; STOIC, A. Research of the surface roughness created during pull broaching process. **Journal for Theory and Practice in Metallurgy**, v. 4, p. 245-248, 2011.

38 MAKAROV, V.F.; TOKAREV, D. I.; TYKTAMISHEV, V.R. High speed broaching of hard machining materials. **International Journal of Material Forming**, v. 1, p. 547-550, 2008.

39 KÖNIG, W.; KLOCKE, F. **Tecnologia da usinagem com ferramentas de corte de geometria definida - parte 1**. Traduzido e adaptado por Rolf Bertrand Schroeter e Walter Lindolfo Weingaertner do livro "Fertigungsverfahren – Drehen, Fräsen, Bohren", 1997, 349 p.

40 RAJAM, S. K. **Design and finite element analysis of the broaching tools**. Dissertation (Master of Science). College of Engineering and Technology. Ohio University, 1997.

41 TSCHÄTSCH, H. **Applied machining technology**. 1st ed. Dordrecht: Springer, 2009.

42 KLOCKE, F.; ESSEL, I. Basics of HPC and mechanical and thermal characteristics. In: **Proceedings of the International CIRP-Conference of High Performance Cutting (HPC)**, p. 29–44, 2004.

43 HSS FORUM. **The international high speed steel research forum**. Disponível em: <<http://www.hssforum.com/>>. Acesso 15 out. 2014.

44 MACHADO, Á. R.; ABRÃO, A. M.; COELHO, R. T.; SILVA, M. B. **Teoria da usinagem dos materiais**. 2 ed. São Paulo: Blucher, 2011.

45 DINIZ, A. E.; MARCONDES, F. C.; COPPINI, N. L. **Tecnologia da usinagem dos materiais**. 4. ed. São Paulo: Artliber Ltda. 2003.

46 ASTAKHOV, V. P. **Tribology of metal cutting**. 1st ed. Oxford: Elsevier, 2006, 426 p.

47 SANTOS, S. C.; SALES, W. F. **Aspectos tribológicos da usinagem dos materiais**. 1. ed. São Paulo: Artliber Ltda. 2007.

48 GROOVER, M. P. **Fundamentals of modern manufacturing**. 4th ed. Hoboken, NJ: John Wiley and Sons Inc. 2010.

49 ALBRECHT, P. New development in the theory of the metal-cutting process: the ploughing. **ASME Journal of Engineering for Industry**, v. 81, p. 348-358, 1960.

50 BOISSE, P.; ALTAN, T.; LUTTERVELT, K. **Friction and flow stress in forming and cutting**. London: Kogan Page Limited, 2003.

51 CHILDS, T.; MAEKAWA, K.; OBIKAWA, T.; YAMANE, Y. **Metal machining: Theory and Applications**. London: Arnold, 2000, 408 p.

52 BLACK, J.T.; KOHSER, R.A. **materials and processes in manufacturing**, 10th ed. Hoboken, NJ: John Wiley and Sons Inc. 2008.

53 HIBBELER, R. **Resistência dos materiais**. 1. ed. São Paulo: Pearson Education do Brasil, 2010.

54 NASH, W.; SILVA, J. **Resistência dos materiais**. 1. ed. Rio de Janeiro: Ao Livro Técnico, 1961.

55 POPOV, E. **Introdução a mecânica dos sólidos**. 1. ed. São Paulo: Edgard Blücher, 2005.

56 ROSA, E. **Análise de resistência mecânica**: Mecânica da fratura e fadiga. Florianópolis: Universidade Federal de Santa Catarina, 2002.

57 SILVA, W. S. **Estudo da tenacidade à fratura do aço rápido M2 fundido, modificado e tratado termicamente**. Dissertação (Mestrado em Engenharia Metalúrgica e de Materiais), Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, 2001, 175 p.

58 SCHIMMEL, R. J., ENDRES, W., STEVENSON, R. Application of an internally consistent material model to determine the effect of tool edge geometry in orthogonal machining. **Journal of Manufacturing of Science and Engineering**, v. 124, p. 536-543, 2002.

59 KOUNTANYA, R. K., WILLIAN, J. E. A high-magnification experimental study of orthogonal cutting with edge-honed tools. **Proceedings of ASME International Mechanical Engineering Congress and Exposition**. New York, 2001.

60 PORTO, A. J. V. **Usinagem de ultraprecisão**. 1. Ed. São Carlos: RIMA, 2004.

61 SCHROETER, R. B. **Usinagem de ultraprecisão de elementos ópticos transmissivos**. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica), Universidade Federal de Santa Catarina, 1997, 194 p.

62 WYEN, C. **Rounded cutting edges and their influence in machining titanium**. 2011. Dissertation (Doctor of Science), ETH, Zurich, 2011.

63 WYEN, C.; KNAPP, W.; WEGENER, K. A new method for the characterization of rounded cutting edges. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 59, n. 9-12, p. 899-914, 2012.

64 YUSSEFIAN, N.; KOSHY, P. Parametric characterization of the geometry of honed cutting edges. **Precision Engineering**, v. 37, n. 3, p. 746-752, 2013.

65 BOEIRA, A. M. G. **Modelagem e simulação do fresamento externo excêntrico de virabrequins**. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica), Universidade Federal de Santa Catarina, 2002, 125 p.

66 JUNQUEIRA, F. **Modelagem e simulação distribuída de sistemas produtivos**. Tese (Doutorado em Engenharia de Controle e Automação), Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, 2006, 224 p.

67 ZAGONEL, E. **Implantação do fluxo unitário de peças numa célula de usinagem: estudo de caso por meio de simulação**. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica), Universidade do Paraná, 2006, 217 p.

68 BATEMAN, R. E. *et al.* **A simulação: aprimorando os sistemas**. São Paulo: Belge, 1999.

69 FREITAS Fº, P.J. **Introdução à modelagem e simulação de sistemas com aplicações em arena**. 2. ed. Florianópolis: Visual Books, 2008.

70 AVULA, X. Mathematical modeling. **Proceedings of the First International Conference on Mathematical Modeling**. University of Missouri, 1977.

71 LOPES, H.S. **Modelagem e simulação como ferramentas ao diagnóstico operacional de sistemas: estudo aplicado ao transporte de minério de ferro na hidrovía do araguaia-tocantins**. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Transportes), Universidade Federal do Ceará, Fortaleza, 2008, 129 p.

72 MENNER, W. A. Introduction to modeling and simulation. **Johns Hopkins APL Technical Digest**, v. 16, n. 1, p. 6-17. 1995

73 SARGENT, R. G. Verification and validation of simulation models. **Proceedings of the 1998 Winter Simulation Conference**. 1998, Washington DC.

74 BASTOS, C. M. **Modelagem e simulação do processo de tornobrochamento de virabrequins**. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica), Universidade Federal de Santa Catarina, 2005, 121 p.

- 75 SZECSI, T. Cutting force modeling using artificial neural networks. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 92, p. 344-349, 1999.
- 76 CHOLPADI, R. K.; KUTTAN, A. Mechanistic force modeling for broaching process. **International Journal of Manufacturing Engineering**, v. 2014, p. 1-10, 2014.
- 77 HOSSEINI, A.; KISHAWY, H. Prediction of cutting forces in broaching operation. **Journal of Advanced Manufacturing Systems**, v. 12, n. 1, p. 1-14, 2013.
- 78 ASTAKHOV VP, XIAO X. A methodology for practical cutting force evaluation based on the energy spent in the cutting system. **Machining Science and Technology**, v. 12, n. 3, p. 325-347, 2008.
- 79 ALTINTAS, Y. **Manufacturing automation** 1st ed. Cambridge: Cambridge University Press, 2012.
- 80 TAYLOR, F. W. **On the art of cutting metals**. New York: American Society of Mechanical Engineers, 1907.
- 81 VOGTEL, P.; KLOCKE, F.; PULS, H.; BUCHKREMER, S.; LUNG, D. Modelling of process forces in broaching inconel 718. **Procedia CIRP**, v. 8, p. 408-413, 2013.
- 82 FERRARESI, D. **Usinagem dos metais**. São Paulo: Edgard Blücher, 1970.
- 83 KLOCKE, F. **Principles of cutting**: simulation techniques in manufacturing technology – Lecture 6. Aachen: Fraunhofer IPT, 2014.
- 84 MANGONI, C. **Determinação teórico-experimental de forças e análise dinâmica por elementos finitos no fresamento de peças com baixa rigidez**. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica), Universidade Federal de Santa Catarina, 2004, 103 p.
- 85 BOEIRA, A. M. G. **Modelagem e simulação das forças na furação com brocas helicoidais a partir de dados obtidos no torneamento de segmentos cilíndricos**. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica), Universidade Federal de Santa Catarina, 2010, 192 p.

86 RAYKAR, S.; D'ADDONA, D.; KRAMAR, D. Analysis of surface topology in dry machining of EN-8 steel. **Procedia Materials Science**, v. 6, p. 931-938, 2014.

87 SREEJITH, P.; KRISHNAMURTHY, R.; MALHOTRA, S. Effect of specific cutting pressure and temperature during machining of carbon/phenolic ablative composite using PCBN tools. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 183, n. 1, p. 88-95, 2007.

88 KADU, R.; AWARI, G.; SAKHALE, C.; MODAK, J. Formulation of mathematical model for the investigation of tool wears in boring machining operation on cast iron using carbide and cbn tools. **Procedia Materials Science**, v. 6, p. 1710-1724, 2014.

89 TOSUN, N., ÖZLER, L. A study of tool life in hot machining using artificial neural networks and regression analysis method. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 124, n. 1-2, p. 99-104, 2002.

90 NAKAMURA, P. H. **Método de diagnóstico em regressão linear e sua extensão para o caso de mais de uma observação influente simultaneamente**. Dissertação (Mestrado em Estatística), Universidade Estadual de Campinas, 1986, 104 p.

91 FACCHIN, S. **Técnica de análise multivariável aplicadas ao desenvolvimento de analisadores virtuais**. Dissertação (Mestrado em Engenharia), Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2005, 140 p.

92 FINKLER, T.F. **Desenvolvimento de uma ferramenta para obtenção de modelos empíricos**. Dissertação (Mestrado em Engenharia Química), Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2003.

93 ROSENSHEIN, L.; SCOTT, L.; PRATT, M. Finding a meaningful model. **ArcUser**, v.14, n.1, p. 40-45, 2011.

94 MATOS, M. A. **Manual operacional para a regressão linear**. Notas de Aula. Porto, Portugal: Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, 1995.

95 MONTGOMERY, D., RUNGER, G. **Estatística aplicada e probabilidade para engenheiros**. 2. ed. Rio de Janeiro: Livros Técnicos e Científicos Editora, 2003.

- 96 MACHADO, F. W. **Modelagem chuva-vazão mensal utilizando redes neurais artificiais**. Dissertação (Mestrado em Engenharia Hidrológica), Universidade Federal do Paraná, 2005, 174 p.
- 97 AGUIAR, F. G. **Utilização de redes neurais artificiais para detecção de padrões de vazamento em dutos**. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica), Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo, 2010, 95 p.
- 98 MATSUNAGA, V. Y. **Curso de redes neurais utilizando o Matlab**. Belém do Pará, 2012.
- 99 HAYKIN, S. **Neural networks**. Upper Saddle River, N.J.: Prentice Hall, 1999.
- 100 CARDON, A.; MÜLLER, D. N. **Introdução às redes neurais artificiais**. Porto Alegre: UFRGS, 1999.
- 101 NARDO, A. **Aplicação de redes neurais utilizando o software Matlab**. Monografia (Bacharel em Ciência da computação), Centro Universitário Eurípides de Marília, 2005.
- 102 KARRI, V. Performance in oblique cutting using conventional methods and neural networks. **Neural Computing & Applications**, v. 8, n. 3, p. 196-205, 1999.
- 103 KORKUT, I.; ACIR, A.; BOY, M. Application of regression and artificial neural network analysis in modelling of tool–chip interface temperature in machining. **Expert Systems with Applications**, v. 38, n. 9, p. 11651-11656, 2011.
- 104 IRGOLIC, T.; CUS, F.; PAULIC, M.; BALIC, J. Prediction of cutting forces with neural network by milling functionally graded material. **Procedia Engineering**, v. 69, p. 804-813, 2014
- 105 KURT, A. Modelling of the cutting tool stresses in machining of Inconel 718 using artificial neural networks. **Expert Systems with Applications**, v. 36, n. 6, p. 9645-9657, 2009.

106 LIN, J.; BHATTACHARYYA, D.; KECMAN, V. Multiple regression and neural networks analyses in composites machining. **Composites Science and Technology**, v. 63, n. 3-4, p. 539-548, 2003.

107 BENKIRANE, Y., KREMER, D., MOISAN, A. Ultrasonic machining: an analytical and experimental study on contour machining based on neural network. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, v. 48, n. 1, p. 135-138, 1999.

108 AXINTE, D. Approach into the use of probabilistic neural networks for automated classification of tool malfunctions in broaching. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 46, n. 12, p. 1445-1448, 2006.

109 SHATLA, M.; KERK, C.; ALTAN, T. Process modeling in machining. Part II: validation and applications of the determined flow stress data. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v.41, n. 11, p. 1659-1680, 2001.

110 FISH, J.; BELYTSCHKO, T. **Um primeiro curso de elementos finitos**. Rio de Janeiro: LTC, 2009.

111 Finite Element Modeler. **Reference Manual**, Intergraph Corporation, 1994.

112 ZEID, I. **CAD/CAM Theory and Practice**, New York: McGraw-Hill, 1991.

113 ANDRADE, S. H. **Desempenho de diferentes revestimentos em brochas de aço rápido**. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica), Universidade Estadual de Campinas, 2009.

114 MONMA, A. C.; GONÇALVES, D. A.; SCHROETER, R. B. Desenvolvimento de uma bancada de ensaios de brochamento para análise das forças. **Anais - 7º COBEF**. Penedo, RJ, 2013.

115 KISTLER. **Multicomponent dynamometer up to 5 kN**. Disponível em: <<http://www.kistler.com/>>. Acesso 12 jun. 2014.

116 SILVA, M. V. A. **Estudo experimental dos esforços no brochamento linear**. Trabalho de conclusão de curso (Graduação em Engenharia Mecânica), Universidade Federal de Santa Catarina, 2013.

117 MATHWORKS. **MathWorks - MATLAB® and Simulink for Technical Computing**. Disponível em <<http://www.mathworks.com/>> Acesso 18 out. 2014.

118 SALVALÁGIO, L. F. **Análise de tensões em uma brocha helicoidal pelo método dos elementos finitos**. Trabalho de conclusão de curso (Graduação em Engenharia Mecânica), Universidade Federal de Santa Catarina, 2013.

119 GARDAN, Y.; FAGET DE CASTELJAU, P. **Mathematics and CAD**. London: Kogan Page, 1985.

120 MARSH, D. **Applied geometry for computer graphics and CAD**. London: Springer, 2005.

121 FOLEY, J. D.; VAN DAM, A.; FEINER S. K.; HUGHES J. F. **Computer graphics principles and practice**. Massachusetts: Addison/Wesley, 1997.

122 CHANG, K. **Product design modeling using CAD/CAE**. Amsterdam: Elsevier, 2014.

123 GARANT TOOLSCOUT. **Machining Handbook**. Hoffman Group. Disponível em: <<http://www.hoffmann-group.com/>>. Acesso 7 jun. 2014.

APÊNDICE A – REGRESSÃO MÚLTIPLA

Existem quatro tipos de regressão que se caracterizam pela linearidade ou não linearidade apresentada pelos parâmetros e pelas variáveis explicativas do modelo matemático [92]:

Regressão linear: tanto os parâmetros da regressão quanto as variáveis explicativas possuem comportamento linear. Um exemplo deste modelo pode ser visualizado pela equação (74):

$$y(x) = \beta_1 + \beta_2 x_1 + \beta_3 x_2 \quad (74)$$

Regressão linear em β : os parâmetros da regressão apresentam comportamento linear enquanto que as variáveis explicativas possuem comportamento não linear, como por exemplo, a equação (75), onde $a_x \neq 1$:

$$y(x) = \beta_1 + \beta_2 x_1^{a_1} + \beta_3 x_2^{a_2} \quad (75)$$

Regressão linear em x : neste caso, os parâmetros possuem comportamento não linear, diferente das variáveis explicativas que se comportam linearmente, como representado pela equação (76):

$$y(x) = \beta_1 + \beta_2 \beta_3 x_1 + \beta_3 x_2 \quad (76)$$

Regressão não linear em β e em x : tanto as variáveis explicativas quanto os parâmetros não apresentam um comportamento linear:

$$y(x) = \beta_1 \exp(\beta_2 x_1) \quad (77)$$

Dependendo da forma utilizada para a obtenção do modelo, seja pela utilização dos conhecimentos existentes sobre os processos físicos e químicos envolvidos no fenômeno em estudo, ou pela simples análise estatística de dados obtidos a partir de ensaios, o modelo pode ser classificado da seguinte forma [92]:

Modelos empíricos: São desenvolvidos com base apenas em uma análise estatística de dados obtidos experimentalmente, aplicando-se técnicas de regressão sem nenhum conhecimento prévio sobre o comportamento do sistema. Este modelo é geralmente adotado em casos onde o conhecimento sobre os fenômenos envolvidos é pequeno ou até mesmo quando não existe nenhum conhecimento sobre o assunto. Vale ressaltar

que, para um modelo empírico baseado em técnicas de regressão, o modelo serve apenas para modelar os dados obtidos experimentalmente e não para modelar o processo em si [91].

Modelos semi-empíricos: São modelos em que, além da utilização de toda a fundamentação teórica que reje os fenômenos envolvidos, também se utiliza a análise experimental e, com todas essas informações, realiza-se um tratamento estatístico para a obtenção de alguns parâmetros que não poderiam ser obtidos apenas com o conhecimento acerca do assunto.

Modelos fenomenológicos: a modelagem fenomenológica é totalmente baseada em fundamentações teóricas que regem o sistema em estudo. Estes modelos são baseados no conhecimento dos processos físicos e químicos que regem o sistema em análise. Alguns processos físicos e químicos bastante utilizados na confecção de modelos fenomenológicos são as leis de conservação da massa, conservação da energia, quantidade de movimento, além dos princípios da termodinâmica e a lei da velocidade das reações químicas.

Uma análise de regressão é comumente empregada para entender, modelar, prever ou explicar um fenômeno complexo. Na busca pela solução do problema, um conjunto de variáveis com as quais se pretende explicar o fenômeno deve ser levantado. Identificar as variáveis requer bastante esforço, seja pelo estudo aprofundado da teoria ou pela orientação de um especialista no assunto [93]. A regressão é utilizado tanto para se obter uma relação de causa e efeito, cujo objetivo nada mais é do que explicar as relações entre os dados, ou para se obter uma relação que possa ser utilizada para prever o comportamento futuro da variável de saída de acordo com os parâmetros utilizados [94].

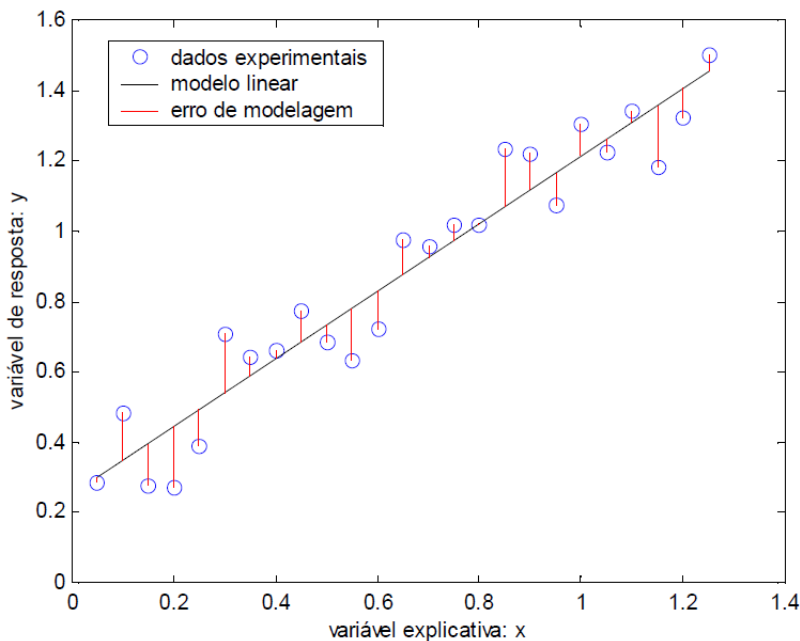
Modelos de regressão linear múltipla são utilizados em estudos envolvendo duas ou mais variáveis. Qualquer modelo de regressão que contenha mais do que um único regressor ou preditor é considerado um modelo de regressão múltipla. Um modelo que contenha um único regressor é chamado de um modelo de regressão simples. Para representar matricialmente a relação entre os regressores e a resposta, adota-se como base uma regressão múltipla com n observações e k regressores, como representado pela equação 78.

Com isso, tem-se um vetor das observações com dimensões $y_{n,1}$, uma matriz das variáveis independentes com dimensões $X_{n,p}$, um vetor dos coeficientes da regressão $\beta_{k,1}$ e um vetor dos erros aleatórios $\epsilon_{n,1}$. O erro aleatório pode ser facilmente obtido pela equação (78):

$$\epsilon = y - X\beta \quad (78)$$

O objetivo da regressão é encontrar as estimativas do vetor $\beta_{k,1}$ que resulte em uma curva com o menor desvio possível dos dados em relação ao modelo estimado de regressão. Com isto em mente, Karl Gauss desenvolveu um método para estimar os valores de $\beta_0, \beta_1 \dots \beta_k$ através da minimização da soma dos quadrados dos desvios, mais conhecido como o método dos mínimos quadrados. Estes desvios podem ser visualizados na Figura 137.

Figura 137 – Desvio dos dados experimentais em relação ao modelo de regressão.



Fonte: adaptado de Finkler [92].

A soma dos quadrados dos desvios é dada por:

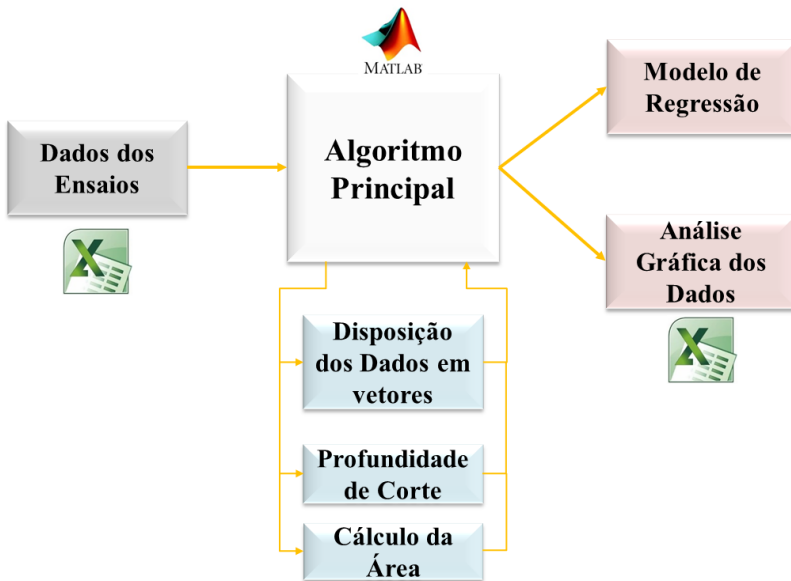
$$L = \sum_{i=1}^n \epsilon_i^2 = \epsilon^T \epsilon = (y - X\beta)^T (y - X\beta) \quad (79)$$

Ou algebricamente [92]:

$$L = \sum_{i=1}^n [y_i - (\beta_0 + \beta_1 x_{i1} + \beta_2 x_{i2} + \dots + \beta_k x_{ik})]^2 \quad (79)$$

Para a implementação do modelo de regressão multivariável foram utilizados dois *softwares*: Matlab® e Excel®. O Matlab® foi escolhido devido a facilidade de se trabalhar com matrizes que variam de tamanho ao longo do processamento, sem que seja necessário o pré-dimensionamento da mesma, e também pela facilidade de organização dos dados, permitindo a transformação de matrizes em vetores de forma rápida, simples e organizada. A divisão das tarefas pode ser vista no fluxograma mostrado na Figura 138.

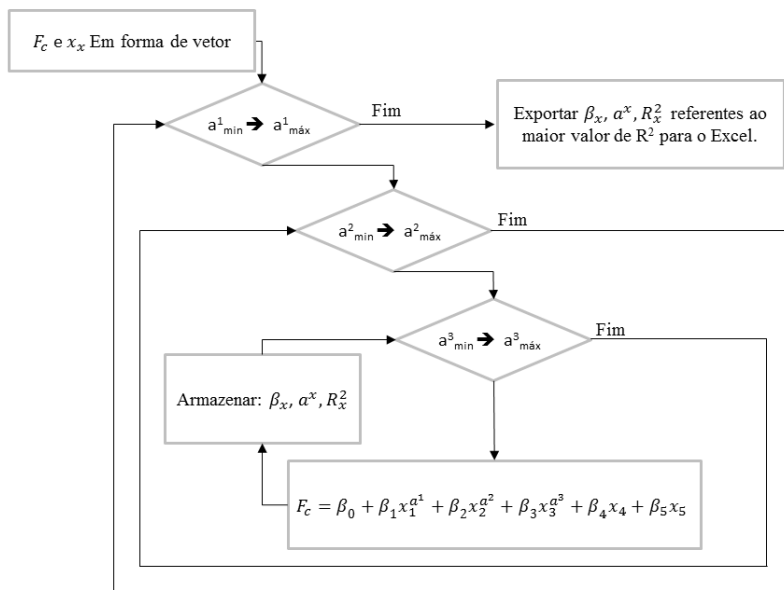
Figura 138 – Desenho esquemático do algoritmo de regressão múltipla.



Fonte: o autor.

A Figura 139 ilustra o fluxograma do algoritmo principal utilizado para a obtenção do modelo de regressão múltipla. Para atribuir os pesos mais adequados a cada variável, expoentes foram adicionados às variáveis (ou regressores) de interesse, tornando possível aumentar ou diminuir o peso de cada regressor através da variação do seu respectivo expoente.

Figura 139 – Fluxograma de execução do algoritmo de regressão.



Fonte: o autor.

Como pode ser observado na Figura 139, os dois últimos termos não possuem nenhum expoente, isso se deve ao fato destes termos serem referentes ao material da peça e ao tipo de revestimento, que, como mencionado no item 6.3, os respectivos vetores são compostos apenas por 0 e 1, tornando a adição de um expoente desnecessária.

Os resíduos de um modelo de regressão podem ser diretamente representados pela equação (80):

$$\epsilon = y - \hat{y} \quad (80)$$

Onde:

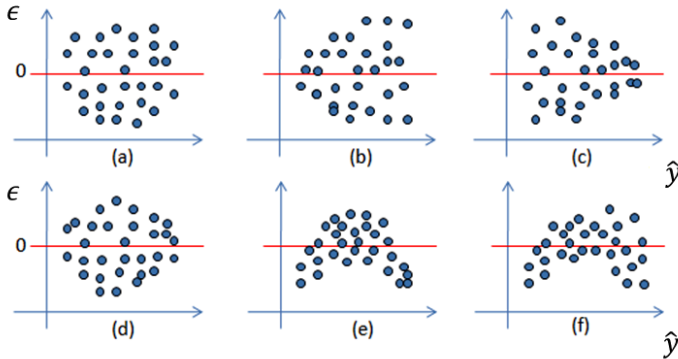
\hat{y} representa o valor ajustado, proveniente do modelo de regressão ($\hat{y} = X\hat{\beta}$);

y representa cada observação realizada.

A análise dos resíduos é utilizada para verificar se os erros obtidos a partir do modelo de regressão são distribuídos de forma aproximadamente normal. É possível obter uma verificação aproximada da normalidade através da construção de um gráfico com os resíduos dispostos no

eixo y , e os valores provenientes do modelo de regressão (\hat{y}) dispostos no eixo x [95]. Os padrões típicos de comportamento deste tipo de gráfico podem ser observados na Figura 140.

Figura 140 – Padrões de comportamento para gráficos de resíduos.



Fonte: adaptado de Montgomery [95].

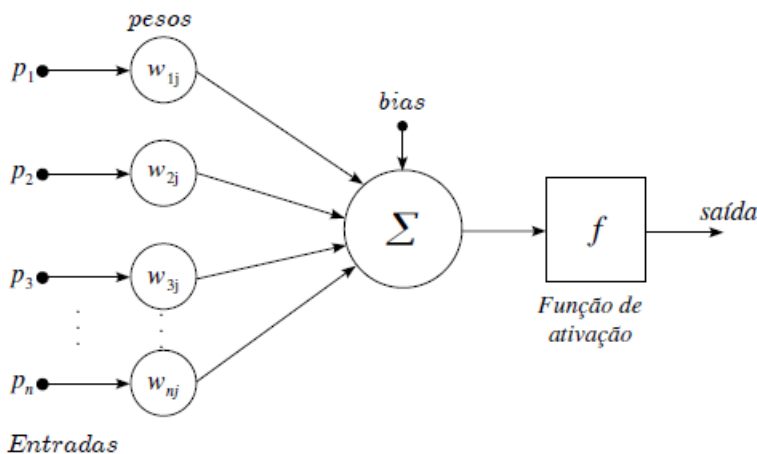
O padrão (a) da Figura 140 representa o comportamento ideal dos resíduos, enquanto que os demais padrões apresentam algum tipo de anomalia. Um comportamento semelhante ao do padrão (b) indica que a variância das observações pode estar crescendo com a magnitude de y , enquanto que o padrão (c) apresenta um comportamento inverso. O padrão (c) apresenta uma desigualdade de variância, ou seja, ela aparenta diminuir ou aumentar quando se reduz ou aumenta a magnitude de y , respectivamente. Os padrões (e) e (f) indicam que o modelo não é adequado e, para corrigi-lo, um ou mais termos de ordens maiores devem ser considerados para verificar o comportamento do sistema [95].

APÊNDICE B – REDES NEURAIS ARTIFICIAIS

Basicamente, todos os tipos de redes neurais apresentam a mesma unidade de processamento: um neurônio artificial, que simula o comportamento do neurônio biológico. Este neurônio artificial possui várias entradas, que correspondem às conexões sinápticas com outras unidades similares a ele, e uma saída, cujo valor depende diretamente da somatória ponderada de todas as saídas dos outros neurônios a este conectado [98].

O modelo artificial de neurônio é mostrado na Figura 141, sendo uma generalização do modelo de McCulloch e Pitts *apud* Matsunaga [98]. Este modelo inclui um sinal adicional *bias* (b) que favorece ou limita a possibilidade de ativação do neurônio. O processo sináptico é representado pelos pesos (*w*) que amplificam cada um dos sinais recebidos. A chamada função de ativação (*f*) modela a forma como o neurônio responde ao nível de excitação, limitando e definindo a saída da rede neural.

Figura 141 – Modelo artificial de neurônio biológico.



Fonte: adaptado de Matsunaga [98].

As disposições (arquitetura) de uma rede neural são de diversas formas, conforme a necessidade da aplicação, estando diretamente ligadas com o algoritmo de aprendizagem usado para treinar a rede. Basicamente, os itens que compõem a estrutura de uma rede neural são, portanto, sujeito a modificações, sendo os seguintes [98]:

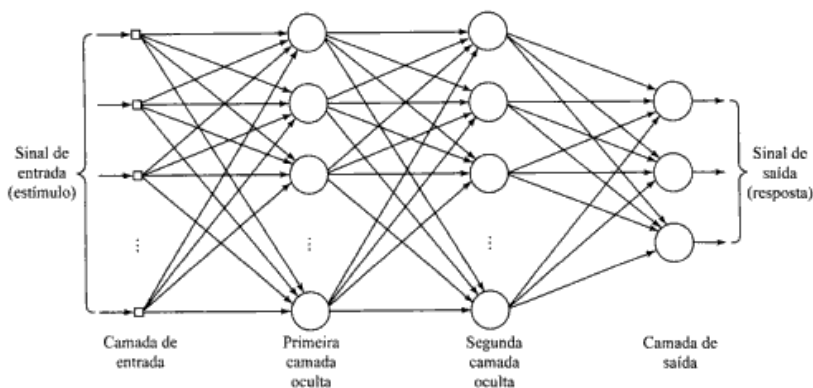
- Camadas intermediárias;
- Quantidade de neurônios;

- Função de transferência;
- Algoritmo de aprendizado.

A maneira pela qual os neurônios de uma rede neural estão estruturados está intimamente ligada ao algoritmo de aprendizagem a ser usado para treinar a rede. Pode-se, portanto, falar de algoritmos (regras) de aprendizagem utilizados no projeto de redes neurais como sendo estruturados. Redes neurais do tipo *Perceptron* multicamadas possuem uma ou mais camadas ocultas (ou intermediárias), cujos nós computacionais são chamados de neurônios ocultos ou unidades ocultas. A função dos neurônios ocultos é intervir entre a entrada externa e a saída da rede de uma maneira útil. Adicionando-se uma ou mais camadas ocultas, tornamos a rede capaz de extrair estatísticas de ordem elevada.

A Figura 142 mostra um exemplo de uma RNA com 2 camadas ocultas n entradas e 3 saídas.

Figura 142 – Gráfico de uma *perceptron* multicamada.



Fonte: adaptado de Haykin [99].

Uma das maneiras de se treinar uma rede é com a utilização de um algoritmo chamado *Backpropagation*. O algoritmo *Backpropagation* procura achar iterativamente a mínima diferença entre as saídas desejadas e as saídas obtidas pela rede neural, com o mínimo de erro. Desta forma, ajustando os pesos entre as camadas através da retropropagação do erro encontrado em cada iteração [98].

Essa regra é um dos tipos de treinamento supervisionado, onde a rede é analisada em dois casos: na sua propagação (camada por camada) e principalmente, na sua retropropagação (análise contrária à propaga-

ção), *Backpropagation*. No primeiro, os pesos sinápticos W_{ji} (peso sináptico conectando a saída do neurônio i à entrada do neurônio j) da rede são todos fixos. No segundo, os pesos são todos ajustados.

As funções de ativação, também chamadas funções de limiar, são aquelas responsáveis por determinar a forma e a intensidade de alteração dos valores transmitidos de um neurônio a outro.

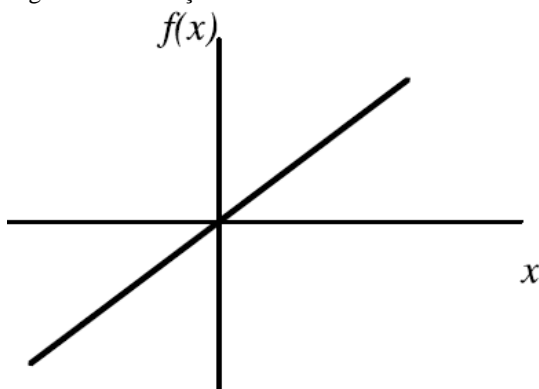
As funções de limiar são basicamente quatro: a linear, a *hard-limiter* ou *step*, a em rampa, a *sigmoid*, e a gaussiana. Neste trabalho, apresentaremos apenas a *sigmoid* e a linear, por serem as utilizadas para a geração da rede neural utilizada.

A função linear é uma equação linear da forma:

$$f(x) = \alpha x$$

Sendo que x é um número real e α um escalar positivo (inclinação da reta). A Figura 143 mostra esta função

Figura 143 – Função de transferência linear.

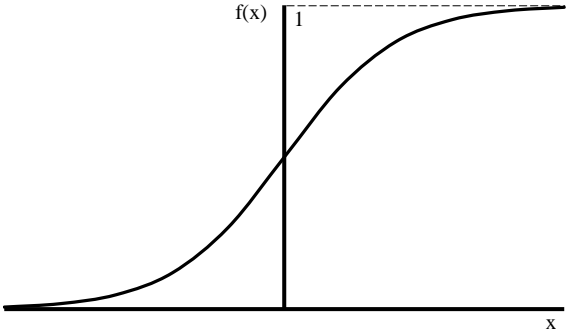


Fonte: adaptado de Cardon [100].

A função *sigmoid*, como mostra a Figura 144 permite uma transição gradual entre dois estados. Sua saída é sempre positiva, ou seja, indicada quando não se deseja valores negativos como saídas.

$$f(x) = \frac{1}{1+e^{-\alpha x}} \quad (54)$$

Figura 144 – Função de transferência sigmoidal.

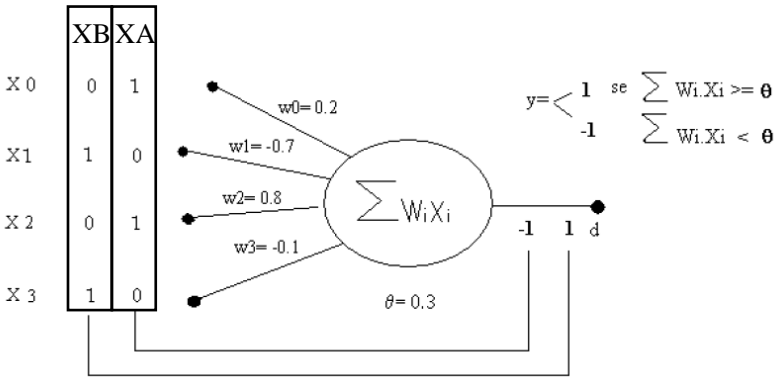


Fonte: o autor.

Para demonstrar o funcionamento e o método de aprendizagem da rede *Perceptron*, considere como exemplo treinar uma rede *Perceptron* com quatro entradas. Tendo como pesos iniciais $W=[0,2 \ -0,7 \ 0,8 \ -0,1]$. Valor empregado para *threshold* de 0.3 e taxa de aprendizado de valor 1.

Tem como padrões de entrada os vetores $XA= [1 \ 0 \ 1 \ 0]$ e $XB= [0 \ 1 \ 0 \ 1]$, tendo como saída desejada os valores -1 e 1 respectivamente.

Figura 145 – Exemplo para demonstração do aprendizado de uma rede *Perceptron*



Fonte: adaptado de Nardo [101]

O primeiro passo é realizar a soma ponderada dos vetores de entrada e os seus pesos. Para o vetor de entrada $XA= [1 \ 0 \ 1 \ 0]$, com $\eta= 1$ e $\theta= 0,3$ é calculado:

$$\sum W_i . X_i = 1 . 0,2 + 0 . 0,7 + 1 . 0,8 + 0 . 0,1 = 1 \quad (55)$$

$$\sum W_i . X_i = 1 > \theta, \text{então } y = 1 \quad (56)$$

Como o valor gerado na saída resultou em 1, diferente da saída esperada -1, aplica-se a regra para a atualização dos pesos:

$$W(t+1) = W(t) + \eta . e . X_i, \text{ onde } e = d_i - y_i \quad (57)$$

$$e = d_i - y_i = (-1 - (1)) = -2 \quad (58)$$

$$W_0(1) = W_0(0) + \eta . e . X_0 = 0,2 + 1 . (-2) . 1 = -1,8 \quad (59)$$

$$W_1(1) = W_1(0) + \eta . e . X_1 = (-0,7) + 1 . (-2) . 0 = -0,7 \quad (60)$$

$$W_2(1) = W_2(0) + \eta . e . X_2 = 0,8 + 1 . (-2) . 1 = -1,2 \quad (61)$$

$$W_3(1) = W_3(0) + \eta . e . X_3 = (-0,1) + 1 . (-2) . 0 = -0,1 \quad (62)$$

Depois de atualizados os pesos para o primeiro padrão de entrada XA, repete-se o procedimento para o segundo vetor de entrada XB = [0 1 0 1] utilizando-se os pesos resultantes da primeira rodada de cálculo W = [-1,8 -0,7 -1,2 -0,1].

$$\sum W_i . X_i = 0 . (-1,8) + 1 . (-0,7) + 0 + (-1,2) + 1 . (-0,1) = -0,8 \quad (63)$$

$$\sum W_i . X_i = -0,8 < \theta = 0,3 \text{ então } y = -1 \quad (64)$$

Como o valor gerado na saída resultou em -1, diferente da saída esperada 1, aplica-se novamente a regra para a atualização dos pesos:

$$e = d_i - y_i = (1 - (-1)) = 2 \quad (65)$$

$$W_0(2) = W_0(1) + \eta . e . X_0 = -1,8 + 1 . 2 . 0 = -1,8 \quad (66)$$

$$W_1(2) = W_1(1) + \eta . e . X_1 = (-0,7) + 1 . 2 . 1 = 1,3 \quad (67)$$

$$W_2(2) = W_2(1) + \eta . e . X_2 = -1,2 + 1 . 2 . 0 = -1,2 \quad (68)$$

$$W_3(2) = W_3(1) + \eta \cdot e \cdot X_3 = -0,1 + 1 \cdot 2 \cdot 1 = 1,9 \quad (69)$$

Repete-se o procedimento para verificação da saída utilizando-se o vetor de entrada $XA = [1 \ 0 \ 1 \ 0]$ com o emprego dos pesos calculados na etapa anterior, como demonstrado a seguir:

$$\sum W_i \cdot X_i = 1 \cdot (-1,8) + 0,1,3 + 1 + (-1,2) + 0,1,9 = -3 \quad (70)$$

$$\sum W_i \cdot X_i = -3 < \theta = 0,3 \text{ então } y = -1 \quad (71)$$

Como $y = -1$, ou seja, o valor obtido é igual ao esperado e, portanto, obtém-se para o erro o valor zero ($e = 0$), não sendo necessária nova atualização dos pesos. Para confirmar, aplica-se o mesmo procedimento para o vetor $XB = [0 \ 1 \ 0 \ 1]$:

$$\sum W_i \cdot X_i = 0 \cdot (-1,8) + 1 \cdot 1,3 + 0 \cdot (-1,2) + 1 \cdot 1,9 = 3,2 \quad (72)$$

$$\sum W_i \cdot X_i = 3,2 > \theta = 0,3 \text{ então } y = 1 \quad (73)$$

Como o valor de saída desejado é 1, e o valor obtido também foi 1, o erro também para esta situação é zero. Portanto, aqui a rede já está treinada. Para execução deste procedimento no Matlab[®] foi necessário o desenvolvimento de um algoritmo com algumas funções próprias do programa, no entanto, os pormenores da programação fogem ao escopo deste trabalho.

APÊNDICE C – MASSA DOS CAVACOS E ALTURAS DOS GUMES

Bro- cha	Ensaio	Gume	Massa do cavaco [g]	Massa es- pec. [g/mm³]	b [mm]	l [mm]	h real [mm]
A3	21	1	0,0072	0,00787	3	9,5	0,032
	21	2	0,0132	0,00787	3	9,5	0,059
	21	3	0,0047	0,00787	3	9,5	0,021
	21	4	0,0055	0,00787	3	9,5	0,025
	21	5	0,0074	0,00787	3	9,5	0,033
	21	6	0,0039	0,00787	3	9,5	0,017
A3	23	1	0,012	0,00787	3	15	0,034
	23	2	0,0205	0,00787	3	15	0,058
	23	3	0,0071	0,00787	3	15	0,020
	23	4	0,008	0,00787	3	15	0,023
	23	5	0,0121	0,00787	3	15	0,034
	23	6	0,005	0,00787	3	15	0,014
A4	24	1	0,0091	0,00787	3	9,5	0,041
	24	2	0,0086	0,00787	3	9,5	0,038
	24	3	0,0111	0,00787	3	9,5	0,049
	24	4	0,0083	0,00787	3	9,5	0,037
	24	5	0	0,00787	3	9,5	0,000
	24	6	0,0023	0,00787	3	9,5	0,010
A4	26	1	0,0124	0,00787	3	15	0,035
	26	2	0,0161	0,00787	3	15	0,045
	26	3	0,0187	0,00787	3	15	0,053
	26	4	0,0163	0,00787	3	15	0,046
	26	5	0	0,00787	3	15	0,000
	26	6	0,0055	0,00787	3	15	0,016
B2	28	1	0,0087	0,00787	3	9,5	0,039
	28	2	0,0052	0,00787	3	9,5	0,023
	28	3	0,0044	0,00787	3	9,5	0,020
	28	4	0,0111	0,00787	3	9,5	0,049
	28	5	0,0066	0,00787	3	9,5	0,029
	28	6	0,0035	0,00787	3	9,5	0,016
B2	29	1	0,0083	0,00787	3	9,5	0,037
	29	2	0,0055	0,00787	3	9,5	0,025
	29	3	0,0047	0,00787	3	9,5	0,021
	29	4	0,0116	0,00787	3	9,5	0,052
	29	5	0,0063	0,00787	3	9,5	0,028

	29	6	0,0033	0,00787	3	9,5	0,015
B2	30	1	0,0178	0,00787	3	15	0,050
	30	2	0,0072	0,00787	3	15	0,020
	30	3	0,0081	0,00787	3	15	0,023
	30	4	0,0188	0,00787	3	15	0,053
	30	5	0,0105	0,00787	3	15	0,030
	30	6	0,0074	0,00787	3	15	0,021
B2	31	1	0,0175	0,00787	3	15	0,049
	31	2	0,0069	0,00787	3	15	0,019
	31	3	0,0078	0,00787	3	15	0,022
	31	4	0,0186	0,00787	3	15	0,053
	31	5	0,0099	0,00787	3	15	0,028
	31	6	0,0067	0,00787	3	15	0,019
A1	32	1	0,0078	0,00787	3	9,5	0,035
	32	2	0,006	0,00787	3	9,5	0,027
	32	3	0,0039	0,00787	3	9,5	0,017
	32	4	0,007	0,00787	3	9,5	0,031
	32	5	0,0074	0,00787	3	9,5	0,033
	32	6	0	0,00787	3	9,5	0,000
A1	33	1	0,0078	0,00787	3	9,5	0,035
	33	2	0,006	0,00787	3	9,5	0,027
	33	3	0,0039	0,00787	3	9,5	0,017
	33	4	0,007	0,00787	3	9,5	0,031
	33	5	0,0074	0,00787	3	9,5	0,033
	33	6	0	0,00787	3	9,5	0,000
A1	34	1	0,0129	0,00787	3	15	0,036
	34	2	0,0096	0,00787	3	15	0,027
	34	3	0,0064	0,00787	3	15	0,018
	34	4	0,0113	0,00787	3	15	0,032
	34	5	0,0132	0,00787	3	15	0,037
	34	6	0	0,00787	3	15	0,000
A1	35	1	0,0124	0,00787	3	15	0,035
	35	2	0,0101	0,00787	3	15	0,029
	35	3	0,0064	0,00787	3	15	0,018
	35	4	0,0112	0,00787	3	15	0,032
	35	5	0,0131	0,00787	3	15	0,037
	35	6	0	0,00787	3	15	0,000
A2	36	1	0,0105	0,00787	3	9,5	0,047
	36	2	0,0064	0,00787	3	9,5	0,029
	36	3	0,0034	0,00787	3	9,5	0,015
	36	4	0,0031	0,00787	3	9,5	0,014

	36	5	0,0127	0,00787	3	9,5	0,057
	36	6	0,004	0,00787	3	9,5	0,018
A2	37	1	0,0104	0,00787	3	9,5	0,046
	37	2	0,0066	0,00787	3	9,5	0,029
	37	3	0,0035	0,00787	3	9,5	0,016
	37	4	0,0029	0,00787	3	9,5	0,013
	37	5	0,0131	0,00787	3	9,5	0,058
	37	6	0,0038	0,00787	3	9,5	0,017
A2	38	1	0,0125	0,00787	3	15	0,035
	38	2	0,0137	0,00787	3	15	0,039
	38	3	0,0058	0,00787	3	15	0,016
	38	4	0,0053	0,00787	3	15	0,015
	38	5	0,0214	0,00787	3	15	0,060
	38	6	0,0055	0,00787	3	15	0,016
A2	39	1	0,0122	0,00787	3	15	0,034
	39	2	0,0141	0,00787	3	15	0,040
	39	3	0,0054	0,00787	3	15	0,015
	39	4	0,0048	0,00787	3	15	0,014
	39	5	0,0209	0,00787	3	15	0,059
	39	6	0,0056	0,00787	3	15	0,016
B1	40	1	0,0101	0,00787	3	9,5	0,045
	40	2	0	0,00787	3	9,5	0,000
	40	3	0,0052	0,00787	3	9,5	0,023
	40	4	0,0065	0,00787	3	9,5	0,029
	40	5	0,0051	0,00787	3	9,5	0,023
	40	6	0,0108	0,00787	3	9,5	0,048
B1	41	1	0,0102	0,00787	3	9,5	0,045
	41	2	0	0,00787	3	9,5	0,000
	41	3	0,005	0,00787	3	9,5	0,022
	41	4	0,0065	0,00787	3	9,5	0,029
	41	5	0,0052	0,00787	3	9,5	0,023
	41	6	0,0105	0,00787	3	9,5	0,047
B1	42	1	0,0175	0,00787	3	15	0,049
	42	2	0	0,00787	3	15	0,000
	42	3	0,0084	0,00787	3	15	0,024
	42	4	0,0095	0,00787	3	15	0,027
	42	5	0,0085	0,00787	3	15	0,024
	42	6	0,0172	0,00787	3	15	0,049
B1	43	1	0,0173	0,00787	3	15	0,049
	43	2	0	0,00787	3	15	0,000
	43	3	0,0083	0,00787	3	15	0,023

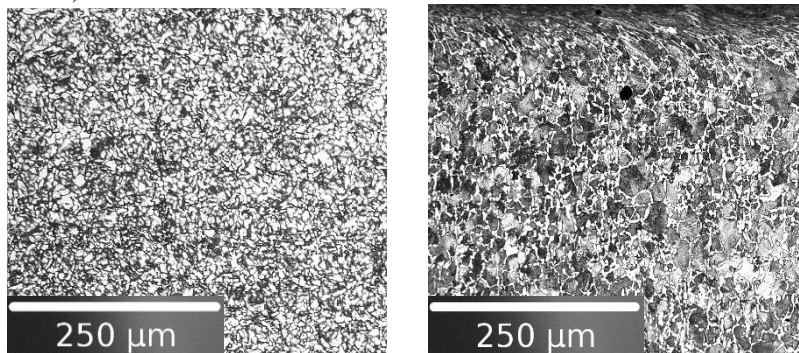
	43	4	0,0096	0,00787	3	15	0,027
	43	5	0,0081	0,00787	3	15	0,023
	43	6	0,0173	0,00787	3	15	0,049
A3	44	1	0,0072	0,00787	3	9,5	0,032
	44	2	0,013	0,00787	3	9,5	0,058
	44	3	0,0046	0,00787	3	9,5	0,021
	44	4	0,0045	0,00787	3	9,5	0,020
	44	5	0,0079	0,00787	3	9,5	0,035
	44	6	0,0033	0,00787	3	9,5	0,015
A4	48	1	0,0092	0,00787	3	9,5	0,041
	48	2	0,0101	0,00787	3	9,5	0,045
	48	3	0,0112	0,00787	3	9,5	0,050
	48	4	0,008	0,00787	3	9,5	0,036
	48	5	0	0,00787	3	9,5	0,000
	48	6	0,0016	0,00787	3	9,5	0,007
A4	50	1	0,011	0,00787	3	15	0,031
	50	2	0,0161	0,00787	3	15	0,045
	50	3	0,0175	0,00787	3	15	0,049
	50	4	0,0135	0,00787	3	15	0,038
	50	5	0	0,00787	3	15	0,000
	50	6	0,0037	0,00787	3	15	0,010

APÊNDICE D – COMPOSIÇÃO QUÍMICA E METALOGRAFIA DOS MATERIAIS EMPREGADOS NOS ENSAIOS

Composição química dos aços ABNT 1020 e ABNT 1040:

ABNT		C	Mn	P	S
1040	Min.	0,37	0,6	0	0
	Max.	0,44	0,9	0,04	0,05
1020	Min.	0,86	0	0	0
	Max.	0,94	0,4	0,04	0,05

Figura 146 – Metalografia dos aços ABNT 1020 (à esquerda) e ABNT 1040 (à direita)



Fonte: o autor

APÊNDICE E – IDENTIFICAÇÃO DOS ENSAIOS

Ensaio	Brocha	Material	l [mm]
1	A1	1040	30
2	A2	1040	30
3	A2	1040	30
4	B1	1040	30
5	A3	1040	30
6	A4	1040	30
7	B2	1040	30
8	A1	1020	9,5
9	A1	1020	9,5
10	A1	1020	15
11	A1	1020	15
12	A2	1020	9,5
13	A2	1020	9,5
14	A2	1020	15
15	A2	1020	15
16	B1	1020	9,5
17	B1	1020	9,5
18	B1	1020	15
19	B1	1020	15
20	A3	1020	9,5
21	A3	1020	9,5
22	A3	1020	15
23	A3	1020	15
24	A4	1020	9,5
25	A4	1020	9,5
26	A4	1020	15
27	A4	1020	15

28	B2	1020	9,5
29	B2	1020	9,5
30	B2	1020	15
31	B2	1020	15
32	A1	1040	9,5
33	A1	1040	9,5
34	A1	1040	15
35	A1	1040	15
36	A2	1040	9,5
37	A2	1040	9,5
38	A2	1040	15
39	A2	1040	15
40	B1	1040	9,5
41	B1	1040	9,5
42	B1	1040	15
43	B1	1040	15
44	A3	1040	9,5
45	A3	1040	9,5
46	A3	1040	15
47	A3	1040	15
48	A4	1040	9,5
49	A4	1040	9,5

APÊNDICE F – COMPARAÇÃO ENTRE A LARGURA DOS GUMES

Posição [mm]	Matlab®		Medido no CAD		Diferença %	
	bc [mm]	bd [mm]	bc [mm]	bd [mm]	dif bc	dif bd
0,9	3,700	3,733	3,700	3,719	0,00%	0,39%
7,6	3,677	3,709	3,670	3,692	0,18%	0,46%
14,2	3,653	3,685	3,647	3,667	0,17%	0,48%
20,9	3,630	3,660	3,627	3,648	0,08%	0,34%
27,5	3,606	3,636	3,607	3,627	-0,01%	0,25%
34,1	3,583	3,612	3,585	3,604	-0,05%	0,22%
40,8	3,560	3,588	3,563	3,583	-0,09%	0,13%
47,4	3,536	3,564	3,539	3,557	-0,07%	0,18%
54,1	3,513	3,539	3,515	3,532	-0,06%	0,21%
60,7	3,490	3,515	3,489	3,507	0,02%	0,24%
67,4	3,466	3,491	3,462	3,478	0,12%	0,38%
74,0	3,443	3,467	3,435	3,452	0,23%	0,43%
80,6	3,419	3,443	3,411	3,427	0,25%	0,46%
87,3	3,396	3,419	3,389	3,405	0,21%	0,41%
93,9	3,373	3,395	3,370	3,386	0,08%	0,26%
100,6	3,349	3,371	3,350	3,364	-0,02%	0,20%
107,2	3,326	3,347	3,328	3,343	-0,06%	0,11%
113,8	3,303	3,323	3,306	3,320	-0,10%	0,08%
120,5	3,279	3,299	3,282	3,295	-0,09%	0,12%
127,1	3,256	3,275	3,257	3,271	-0,04%	0,12%
133,8	3,232	3,251	3,231	3,243	0,04%	0,24%
140,4	3,209	3,227	3,203	3,215	0,19%	0,37%
147,0	3,186	3,203	3,177	3,190	0,27%	0,41%
153,7	3,162	3,179	3,154	3,166	0,26%	0,41%
160,3	3,139	3,155	3,134	3,146	0,16%	0,29%
167,0	3,116	3,131	3,114	3,126	0,05%	0,17%
173,6	3,092	3,107	3,094	3,105	-0,06%	0,08%
180,2	3,069	3,084	3,072	3,083	-0,11%	0,02%

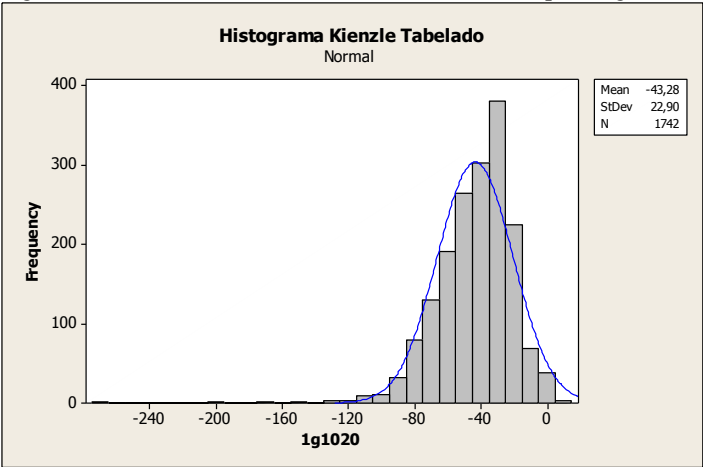
186,9	3,045	3,060	3,049	3,059	-0,12%	0,03%
193,5	3,022	3,036	3,025	3,035	-0,10%	0,03%
200,2	2,999	3,012	2,999	3,009	-0,01%	0,10%
206,8	2,975	2,988	2,973	2,982	0,08%	0,21%
213,5	2,952	2,965	2,944	2,954	0,27%	0,36%
220,1	2,929	2,941	2,919	2,928	0,33%	0,44%
226,7	2,905	2,917	2,897	2,906	0,28%	0,38%
233,4	2,882	2,893	2,878	2,887	0,13%	0,22%
240,0	2,858	2,869	2,859	2,867	-0,02%	0,09%
246,7	2,835	2,846	2,837	2,846	-0,07%	-0,01%
253,3	2,812	2,822	2,815	2,823	-0,12%	-0,03%
259,9	2,788	2,798	2,792	2,799	-0,14%	-0,02%
266,6	2,765	2,775	2,766	2,774	-0,04%	0,02%
273,2	2,741	2,751	2,741	2,748	0,02%	0,11%
279,9	2,718	2,727	2,712	2,719	0,22%	0,30%
286,5	2,695	2,704	2,690	2,697	0,18%	0,24%

APÊNDICE G – COMPARAÇÃO ENTRE ÁREA E MOMENTO POLAR DE INÉRCIA

Posição [mm]	Área CAD [mm ²]	Área Matlab® [mm ²]	Dif. %	J. CAD [mm ⁴]	J. Matlab® [mm ⁴]	Dif. %
0	150	143	-5%	3913	3683	-6%
10	150	145	-3%	3922	3801	-3%
20	153	147	-3%	4040	3918	-3%
30	155	150	-3%	4157	4034	-3%
40	157	152	-3%	4274	4152	-3%
50	159	155	-3%	4391	4271	-3%
60	162	157	-3%	4509	4392	-3%
70	164	159	-3%	4629	4515	-2%
80	166	162	-3%	4751	4641	-2%
90	168	164	-3%	4874	4768	-2%
100	171	166	-3%	4996	4897	-2%
110	173	169	-2%	5118	5028	-2%
120	175	171	-2%	5242	5161	-2%
130	177	174	-2%	5368	5297	-1%
140	180	176	-2%	5495	5435	-1%
150	182	178	-2%	5625	5575	-1%
160	184	181	-2%	5755	5718	-1%
170	186	183	-2%	5887	5862	0%
180	188	186	-1%	6021	6010	0%
190	191	188	-1%	6155	6160	0%
200	193	191	-1%	6294	6312	0%
210	195	193	-1%	6435	6465	0%
220	197	195	-1%	6576	6621	1%
230	200	198	-1%	6719	6779	1%
240	202	200	-1%	6858	6939	1%
250	204	203	-1%	6994	7100	2%
260	206	205	0%	7137	7263	2%
270	208	208	0%	7279	7423	2%
280	210	210	0%	7425	7557	2%

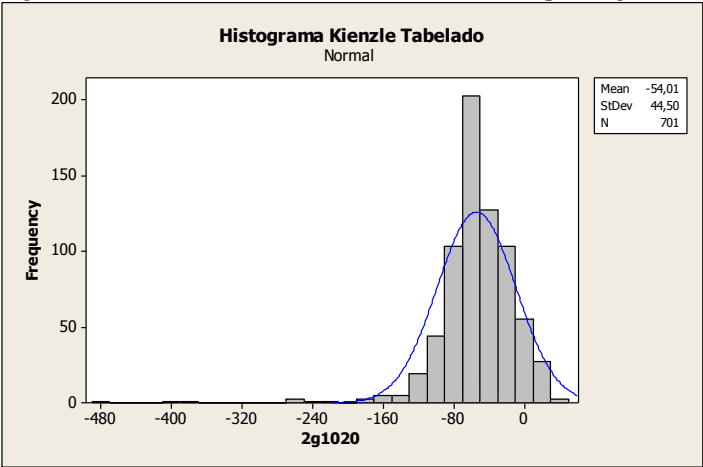
APÊNDICE H – HISTOGRAMA DOS RESULTADOS

Figura 147 – Hist. erro da sim. com Kienzle tabelado para 1 gume e aço 1020.



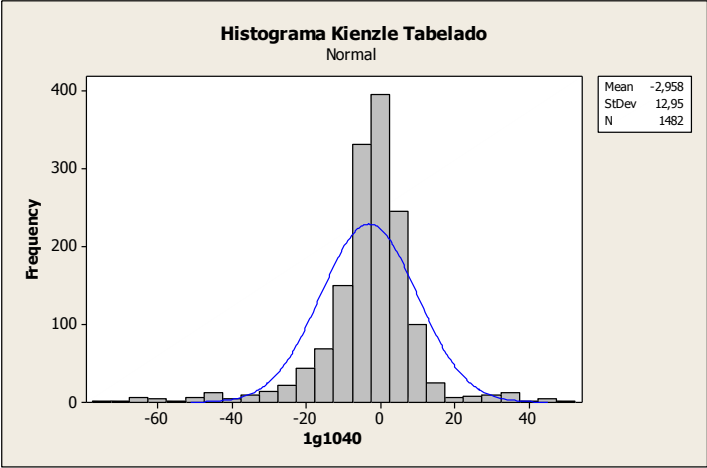
Fonte: o autor.

Figura 148 – Hist. erro da sim. com Kienzle tabelado para 2 gumes e aço 1020.



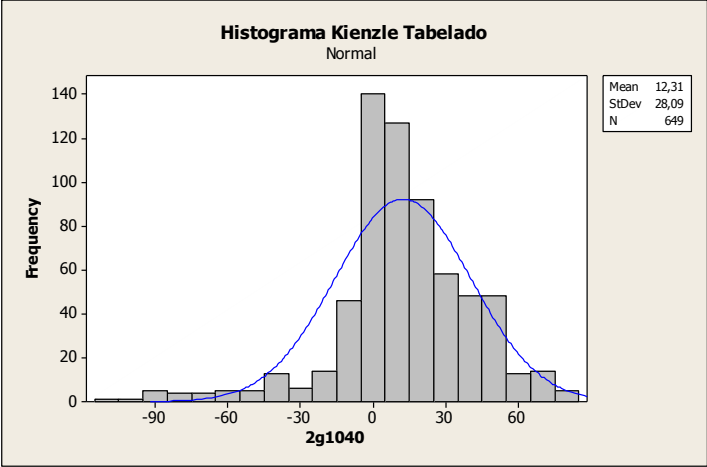
Fonte: o autor.

Figura 149 – Hist. erro da sim. com Kienzle tabelado para 1 gume e aço 1040.



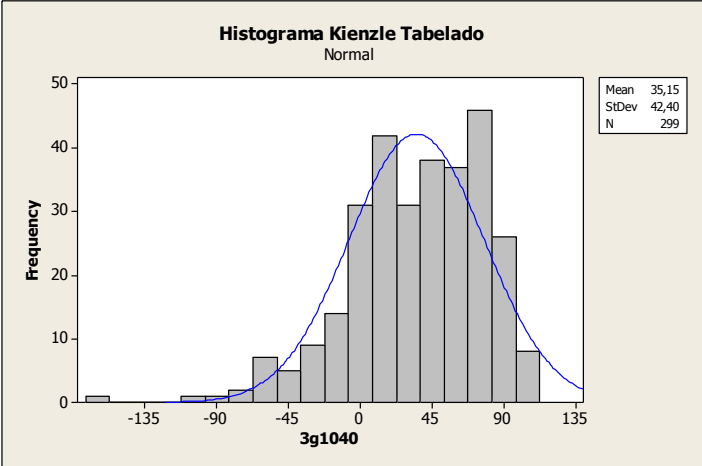
Fonte: o autor.

Figura 150 – Hist. erro da sim. com Kienzle tabelado para 2 gume e aço 1040.



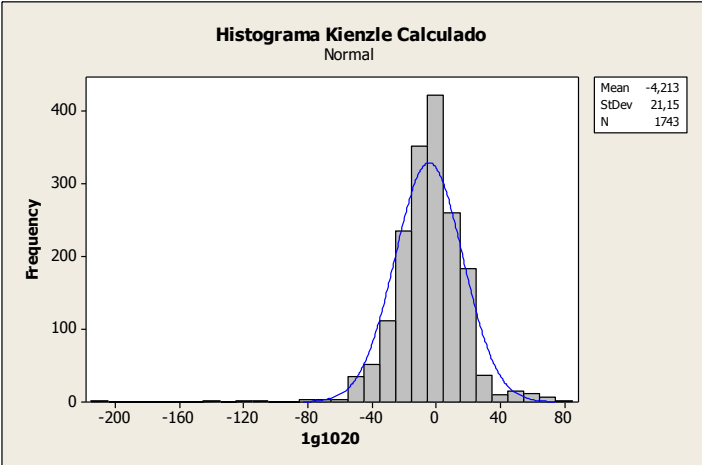
Fonte: o autor.

Figura 151 – Hist. erro da sim. com Kienzle tabelado para 3 gumes e aço 1040.



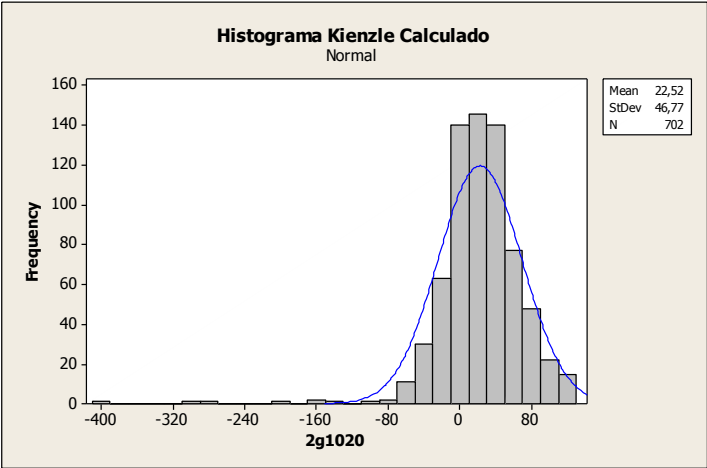
Fonte: o autor.

Figura 152 – Hist. erro da sim. com Kienzle calculado para 1 gume e aço 1020.



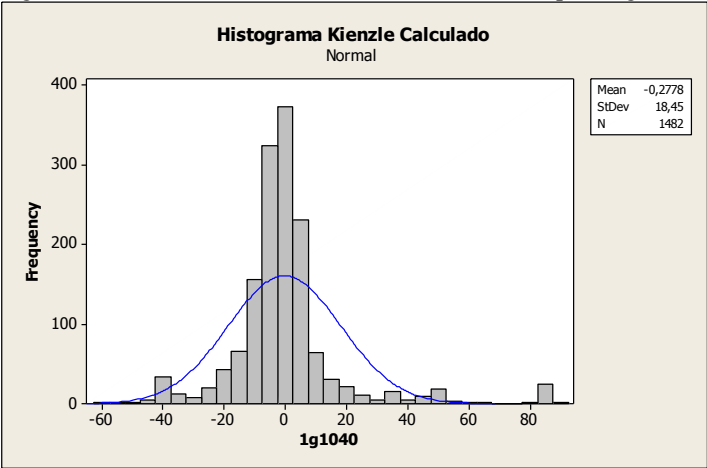
Fonte: o autor.

Figura 153 – Hist. erro da sim. com Kienzle calculado para 2 gumes e aço 1020.



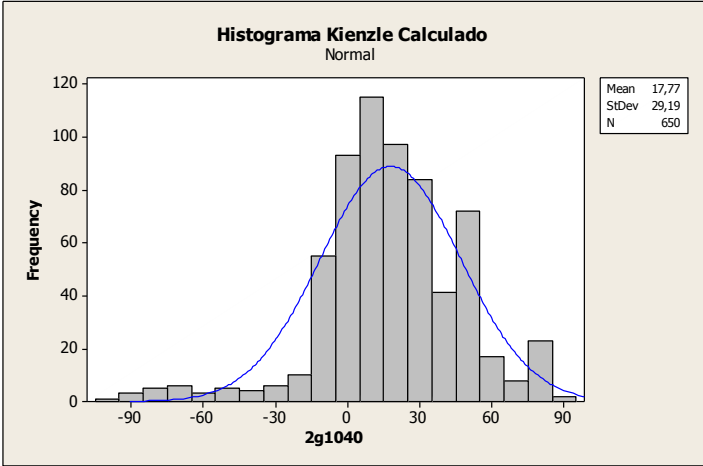
Fonte: o autor.

Figura 154 – Hist. erro da sim. com Kienzle calculado para 1 gume e aço 1040.



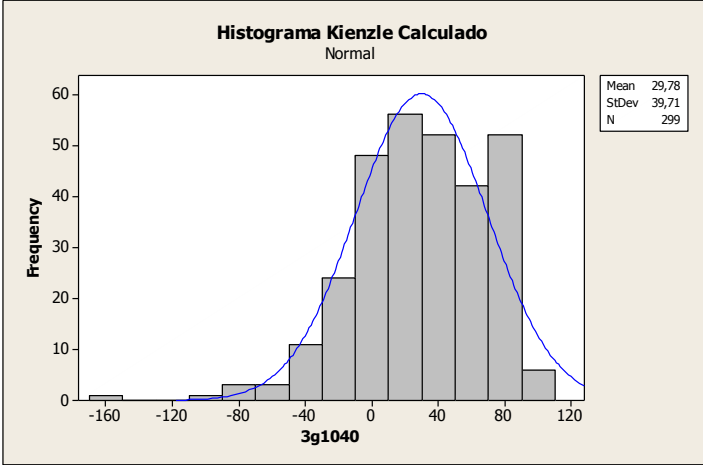
Fonte: o autor.

Figura 155 – Hist. erro da sim. com Kienzle calculado para 2 gumes e aço 1040.



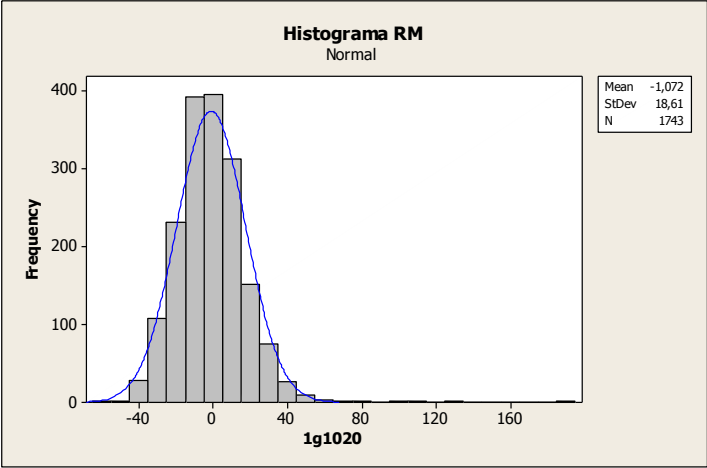
Fonte: o autor.

Figura 156 – Hist. erro da sim. com Kienzle calculado para 3 gumes e aço 1040.



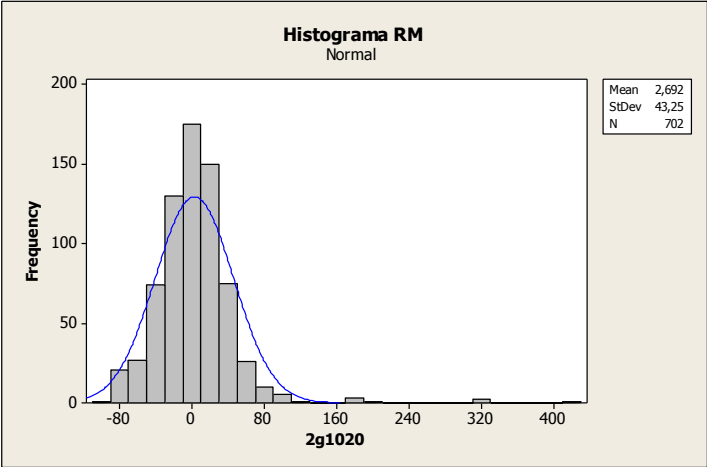
Fonte: o autor.

Figura 157 – Hist. erro da sim. com RM para 1 gume e aço 1020.



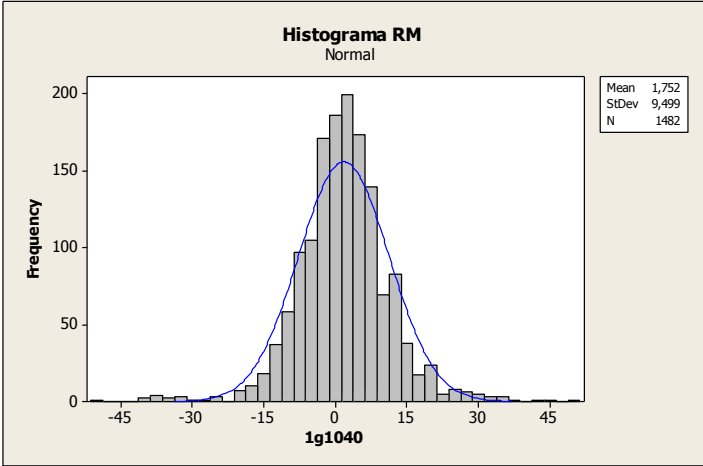
Fonte: o autor.

Figura 158 – Hist. erro da sim. com RM para 2 gumes e aço 1020



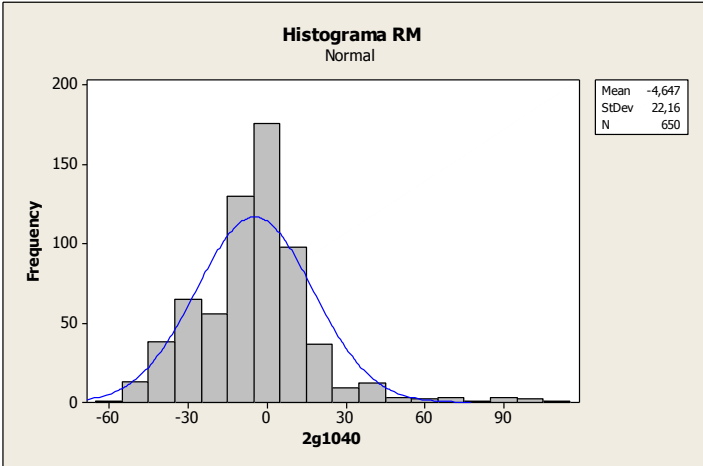
Fonte: o autor.

Figura 159– Hist. erro da sim. com RM para 1 gume e aço 1040.



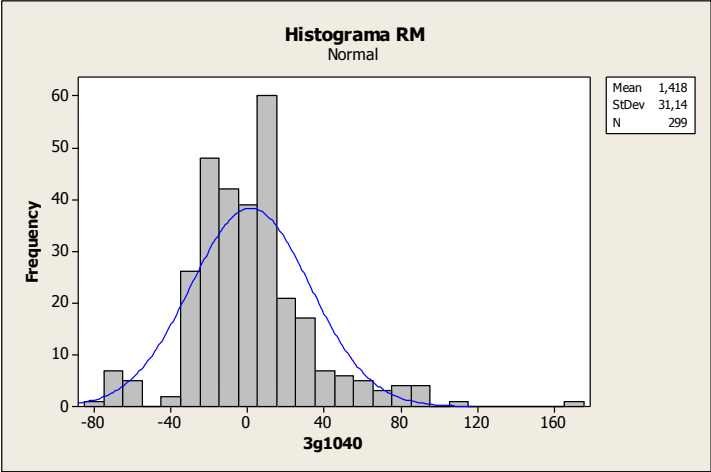
Fonte: o autor.

Figura 160 – Hist. erro da sim. com RM para 2 gumes e aço 1040.



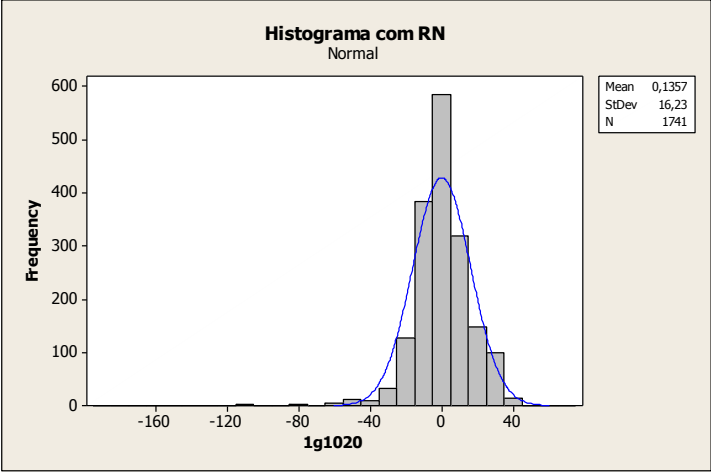
Fonte: o autor.

Figura 161 – Hist. erro da sim. com RM para 3 gumes e aço 1040.



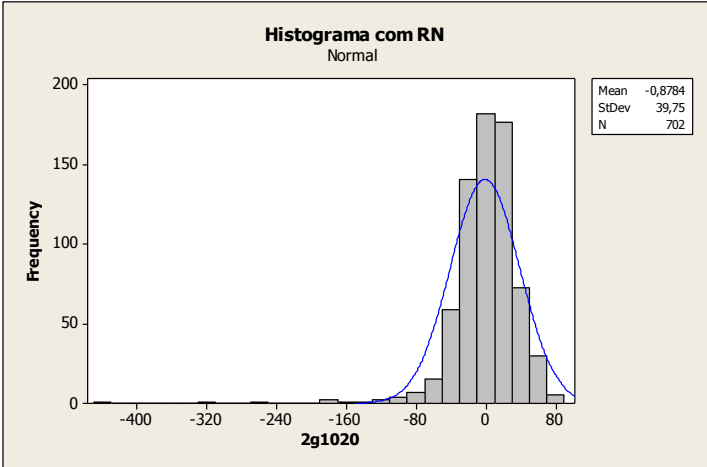
Fonte: o autor.

Figura 162 – Hist. erro da sim. com RN para 1 gume e aço 1020.



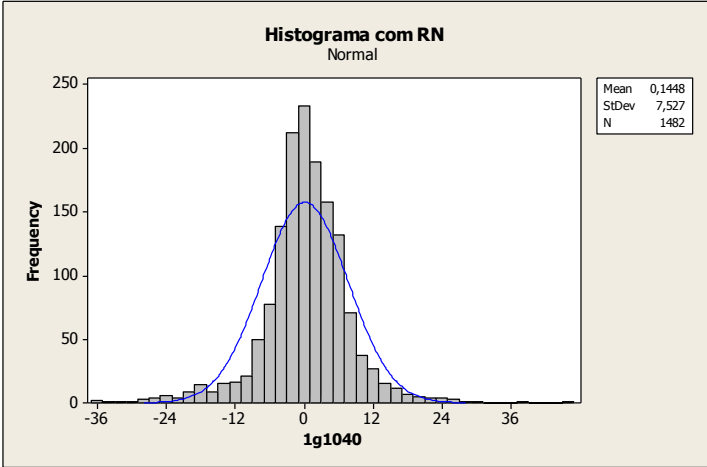
Fonte: o autor.

Figura 163 – Hist. erro da sim. com RN para 2 gumes e aço 1020.



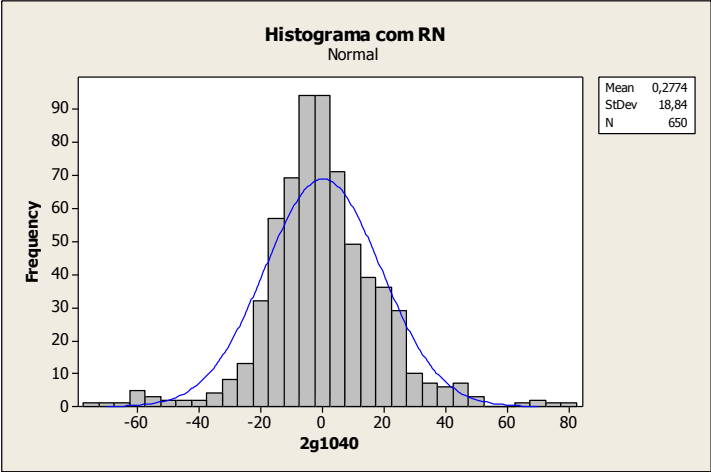
Fonte: o autor.

Figura 164 – Hist. erro da sim. com RN para 1 gume e aço 1040.



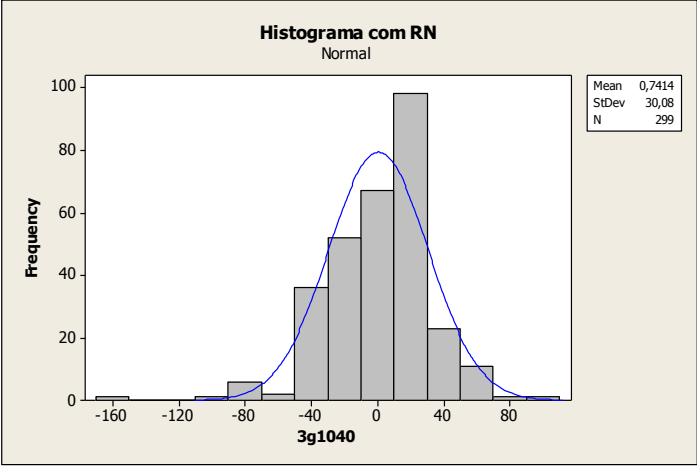
Fonte: o autor.

Figura 165 – Hist. erro da sim. com RN para 2 gumes e aço 1040.



Fonte: o autor.

Figura 166 – Hist. erro da sim. com RN para 3 gumes e aço 1040.



Fonte: o autor.

ANEXO A – PATENTE DA BROCHADEIRA

A. P. STEPHENS.
Broaching-Machines.

No. 141,091.

Patented July 22, 1873.

Fig. 1.

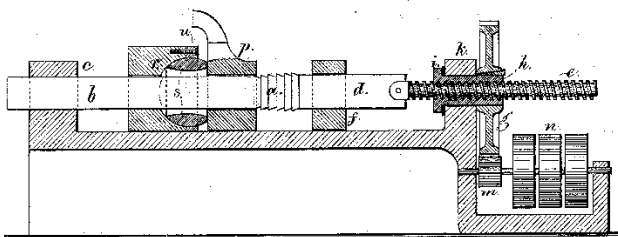
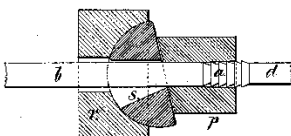


Fig. 2.



Witness

Chas. H. Smith
Geo. D. Walker

Inventor

Anson P. Stephens
Lemuel W. Lowell

att.

ANEXO B – APLICAÇÃO DO AÇO-RÁPIDO

Classificação	Material a ser usinado
AISI M2	Uso geral, bronze, alumínio, magnésio, nylon, plásticos, chumbo, aços: 1020, 1045, 1063, 1112, 1340, 1345, B-1113, 4140, 4340, 5140, 8620 (26 HRC), aço inox 347 e 416 (35 a 40 HRC)
AISI M3	Aço inox 418 (32 a 38 HRC), Aço inox 403 (37 a 40 HRC), Aços liga: A-286 (32 a 38 HRC). M-252 (39 a 40 HRC), D-970 (40HRC), 4140 (32 HRC), 4337 (23 a 29 HRC), 4340 (32 a 38 HRC) 8617 (30 to 36 HRC), 8620 (32 HRC), 9310 (36 to 38 HRC), 9840 (32 to 36 HRC). Ferro fundido, Alumínio fundido sob pressão, grafite, Bronze
AISI M4	Aços com alto teor de silício, ligas de bronze com silício, alumínio fundido sob pressão
AISI M42	Aços: forjados, fundidos, inox, ferramenta, e de médio carbono (35 a 42 HRC).
AISI T2	Aços 1112, 4340 (35 a 40 HRC), aço inox 403 (30 a 35 HRC), ligas de titânio, Lapelloy (30 to 35 HRC), Greek Ascolloy (32 a 38 HRC), Discalloy (23 a 32 HRC), PWA-682 Ti (36 HRC), 19-9DL (20 to 27 HRC)
AISI T5	A-286 (29 HRC), Chromalloy (30 to 35 HRC), Incoloy 901, PWA-682 Ti (34 to 36 HRC)
AISI T15	Ligas: Alumínio 2219, A-286 (32 a 36 HRC), Stellite, 17-22(S) (29 a 34 HRC), N-155 (30 a 40 HRC), AMS 4925 Titânio (32 to 40 HRC), Waspaloy, Incoloy 901 (32 to 36 HRC), Aços com resistência a quente, Aços forjados: 4340 (35 to 40 HRC), 52100, 9310 (26 to 30 HRC), 17-4PH
Aços-rápidos sinterizados	Brochamento com velocidade de corte alta, aumento significativo na vida da ferramenta substituindo M2, M3, T15 entre outros.
Metal-duro	Ferro fundido cinzento